

博士論文

東部南海トラフにおけるメタンハイドレート胚胎土の
力学特性および弾粘塑性構成モデルに関する研究
(**Mechanical characteristics and elasto-viscoplastic constitutive model for
methane hydrate-bearing sediments in Eastern Nankai Trough**)

2019年3月

中 島 晃 司

山口大学大学院創成科学研究科

目次

第1章 序論	1
1.1 概説	1
1.2 メタンハイドレートとは	4
1.2.1 メタンハイドレート研究の歴史	4
1.2.2 メタンハイドレートの化学的構造と性質	6
1.2.3 メタンハイドレートの存在領域	8
1.2.4 メタンハイドレートの分布および資源量	10
1.2.5 メタンハイドレートの存在形態	14
1.3 東部南海トラフにおけるメタンハイドレート堆積地盤の特徴	17
1.4 メタンハイドレートの生産方法と工学的課題	19
1.4.1 メタンハイドレートの生産方法とエネルギー効率	19
1.4.2 メタンハイドレートの生産時における工学的課題	22
1.5 メタンハイドレート胚胎土に関する既往の研究	24
1.5.1 メタンハイドレート胚胎土の力学特性に関する研究	24
1.5.2 メタンハイドレート胚胎土中の細粒分に着目した研究	27
1.5.3 メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性に関する研究	29
1.5.4 メタンハイドレート胚胎土の構成モデル	31
1.6 本論文の目的と構成	32
1.6.1 本論文の目的	32
1.6.2 本論文の構成	33
参考文献	36
第2章 東部南海トラフにおけるメタンハイドレート濃集層地盤の模擬試料と圧縮特性	42
2.1 概説	42
2.2 東部南海トラフにおけるメタンハイドレート濃集層地盤の模擬試料	43
2.3 恒温高圧三軸圧縮試験機の概要	45
2.4 メタンハイドレート胚胎土作製方法および試験手順	48
2.5 試験条件	50

2.6	実験結果	51
2.6.1	メタンハイドレート胚胎土の圧縮除荷特性	51
2.6.2	メタンハイドレートのセメンテーションが圧縮特性におよぼす影響	62
2.7	要約	64
	参考文献	66
第3章	メタンハイドレート胚胎土の三軸せん断特性	67
3.1	概説	67
3.2	第1回海洋産出試験地域の海底地盤	68
3.3	試験手順	69
3.4	試験条件	70
3.5	実験結果	71
3.5.1	メタンハイドレート胚胎土の強度変形特性	71
3.5.2	メタンハイドレート胚胎土の強度特性に及ぼす細粒分の影響	76
3.5.3	メタンハイドレートのセメンテーションによる強度増加の定量的評価	80
3.5.4	メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンス特性	85
3.5.5	メタンハイドレート胚胎土の限界状態の評価	88
3.6	要約	92
	参考文献	94
第4章	メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性	97
4.1	概説	97
4.2	試験手順および試験条件	99
4.3	実験結果	100
4.3.1	ひずみ速度の違いがメタンハイドレート胚胎土のせん断特性に及ぼす影響	100
4.3.2	メタンハイドレート胚胎土のせん断クリープ特性	103
4.4	要約	107
	参考文献	108

第5章	メタンハイドレート胚胎土の弾粘塑性構成モデル	109
5.1	概説	109
5.2	構成モデルの誘導	111
5.2.1	応力増分テンソルとひずみ速度テンソルの関係	111
5.2.2	塑性ポテンシャル関数	114
5.2.3	降伏関数および下負荷面関数	116
5.2.4	クリープポテンシャル関数	117
5.2.5	クリープストレッチングの評価	118
5.2.6	時間依存型の硬化特性の評価	120
5.2.7	内部応力の発展則	121
5.2.8	硬軟化則	122
5.2.9	弾粘塑性マトリクスの評価	124
5.2.10	各偏微分項の計算	126
5.3	パラメータの物理的意味と決定方法	128
5.4	解析結果	138
5.4.1	三軸圧縮試験のシミュレーション	138
5.4.2	ひずみ速度の異なるせん断試験およびせん断クリープ試験のシミュレーション	142
5.5	要約	145
	参考文献	146
第6章	結論	147

第1章 序論

1.1 概説

産業革命以来、我々はエネルギー資源を有効的に利用し、大量生産、大量消費により、豊かな物質文明を築き上げることに成功した。それゆえ、今日のような便利で快適な生活を手にすることができるようになってきている。我が国のエネルギー需要は、1960年代以降急速に増大し、1970年代までの高度経済成長期に、我が国のエネルギー消費は国内総生産（GDP）よりも高い伸び率で増加してきた。それまでは、国産石炭が我が国のエネルギー供給の中心を担っていたが、その後、国産石炭が価格競争力を失う中で、我が国の高度経済成長期をエネルギーの面で支えたのが、中東地域などで大量に生産されている石油であった。しかし、1973年に発生した第一次石油ショックに伴う原油価格の高騰により、我が国はエネルギー供給を安定化させるため、石油依存度を低減させ、石油に代わるエネルギーとして、原子力、天然ガス、石炭などの導入を推進してきた。2015年度において、原油は99.7%、天然ガスは97.5%、石炭は99%以上を海外からの輸入に依存しており、世界第5位の1次エネルギー消費国でありながら、その自給率はわずか7%である（経済産業省、2017）。また、2011年3月に発生した東日本大震災による東京電力福島第一原子力発電所事故後の同発電所1~6号機の廃止に伴い、2012年5月には、国内全ての原子力発電所が停止している（経済産業省、2017）。その後、原子力発電所の安全性については、新規規制基準（2013年7月8日施行）に基づいて判断され、2017年3月末現在、稼働中の原子力発電所は3基のみであり、11原子力発電所16基が新規規制基準への適合性審査を申請中である（経済産業省、2017）。我が国は震災以降、海外からの化石燃料への依存が増大したことから、国際的な燃料価格の動向に大きな影響を受けやすい構造となっている。世界的な資源獲得競争の激化や、東日本大震災以降の化石燃料の調達コスト増大等、資源をめぐる内外の環境は大きく変化しており、資源の安定的かつ低廉な供給確保を図っていくことがより一層重要となってきている。

また、世界のエネルギー情勢に目を向けると、世界のエネルギー消費量は経済成長とともに増加を続けている。世界エネルギー需要は、2040年までに現在と比べて30%増加すると予想され、その増加の多くを占めるのがインドなどのアジア開発途上国、中東、アフリカ、南米であると言われている（International Energy Agency, 2017）。2015年末時点での化石燃料の各々の可採年数（埋蔵量を年間消費量で割った年数）は石油が50.7年、天然ガスが52.8年、石炭が114年と予想されている（経済産業省、2017）。

産業活動において、化石燃料の消費に伴って排出される二酸化炭素は、地球温暖化の一因であると言われている。陸域と海上を合わせた世界年平均地上気温は、1880~2012年の間に0.85℃上昇し、世界年平均海面水位は、1901~2010年間に0.19m上昇している（環境省、2017）。経済成長と人口増加が、化石燃料燃焼による二酸化炭素排出量増加を駆動しており、現在のエネルギー消費を見直していく必要がある。

<第1章 序論>

こうしたエネルギー情勢と地球環境的背景から国内で消費するエネルギーの安定供給を目的とした資源の自主開発比率の向上と供給源の多様化が急務となっている。前述したようにエネルギー資源の乏しい我が国は、エネルギーの対外依存度が極めて高い状況にある。そこで、安定的な資源確保のための総合的な政策の推進が進められており、クリーンな天然ガス資源であるメタンハイドレートが、新たな「海洋エネルギー・鉱物資源開発計画」（経済産業省，2017）の1つとして、開発促進されている。

メタンハイドレートとは、メタンガスと水分子からなる固体物質である。水分子がつくる籠構造の中にゲスト分子が取り込まれた包接水和物（クラスレート・ハイドレート）の一種であり、永久凍土層、深海底地盤のような低温・高圧の条件が成り立つ場所で、氷状の結晶として安定して存在する（松本，2004，2009）。メタンハイドレートの相平衡条件は Katz ら（1959）によって求められ、Kvenvolden（1988，1993）は海底面からの深度と温度の関係を使ってメタンハイドレートが安定して存在できる領域を示した。水深約 1000m の海域の場合、メタンハイドレートが生成される領域は、海底下数百 m 以浅となる。日本では、経済産業省によって、基礎物理探査「南海トラフ」（1996）、「カナダマッケンジーデルタにおけるメタンハイドレート実証実験井掘削」（1997）が実施された。それらの成果や経験を踏まえて行われた基礎試錐「南海トラフ」（1999）では、世界で初めて海域の砂質層に賦存するメタンハイドレートを確認し、回収する成果を上げた（MH21 Research Consortium, 2008）。その後、2001年に経済産業省が、「我が国におけるメタンハイドレート開発計画」を発表し、翌年の2002年には、メタンハイドレートについて、将来のエネルギー資源としての位置づけ、その利用に向け、経済的に掘削、生産回収するために技術開発を推進することを目的に、メタンハイドレート資源開発研究コンソーシアム（MH21）が設立された。2004年には、基礎試錐「東海沖～熊野灘」が実施され、メタンハイドレートが多く堆積するメタンハイドレート濃集帯とそれ以外のメタンハイドレート賦存層が存在することが新たに判明した（MH21 Research Consortium, 2008；藤井ら，2009）。静岡県沖から和歌山県沖に至る東部南海トラフ海域のメタンハイドレートだけでも、約 1.1 兆 m³ のメタンガス原始資源量があると評価されており、我が国の天然ガス年間消費量の約 10 年分に相当する（MH21 Research Consortium）。2012年にはメタンハイドレート資源開発研究コンソーシアムにより東部南海トラフ（第二渥美海丘海域）での海洋産出試験のための事前掘削が始まり、坑井の生産性の確認や環境評価のための様々なデータの取得が行われた。また、2013年1月28日から開始したメタンハイドレートの海洋産出試験では、掘削・実験機器設置等の準備作業を経て、同年の3月12日から18日までの約6日間にわたって、約 20,000m³/日（大気圧下）のほぼ定常的なガスの生産が計測され、メタンハイドレート分解による世界初となる海洋ガス生産試験（写真 1-1）を実施した（Cyranski, 2013; Yamamoto, 2015; Fujii et al., 2015; Konno et al., 2017）。しかし、生産試験を経て、幾つかの技術的課題も残された。長期・安定的なガス生産が求められる中、今回のガス生産試験では、坑井内に砂が流入する出砂が予想以上に発生したことにより、当初 2 週間を予定していたガス生産試験が約 6 日間で終了した（Konno et al., 2017）。出砂など長期安定生産を行う上で障害となる課題を克服する技術開発が検討され、2017年5月には、第2回海洋産出試験が同海域で実施された（経済産業省，2017）。2016年度から2018年度のフェーズ3では、商業化の実現に向けた技術の整備が進められ、平成30年後半に民間が主導する商業化プロジェクトが開始されることが期待されている。また、日本海側で確認されている海底面近傍に存在するメタンハイドレートについても回収技術の

<第1章 序論>

調査研究が進められている。

南海トラフ域のメタンハイドレートを回収する方法として、メタンハイドレート貯留層まで井戸を掘削したのち、井戸内を減圧することで海底地盤内のメタンハイドレートをメタンガスと水に分解し、ガスとして回収する方法（減圧法）が有効であることが明らかにされてきた（山本，2009；長久保，2009）。生産井の掘削時やメタンハイドレート生産時には地盤内で応力変化が生じ、それに伴う海底地盤の変形、海底地すべりなど複雑な地盤工学的問題が示唆されている。また、メタンハイドレート分解により生じるガス漏洩、生態系破壊など、環境的問題も危惧しなければならない。さまざまな分野の工学的問題が連動して生じる可能性があり、その安全性評価が求められている。

本章を概説すると、まず第2節では、メタンハイドレートの概要を述べる。次に第3節では、東部南海トラフの海底地盤を構成する土の特徴について紹介する。続く第4節において、メタンハイドレートの生産方法と工学的課題を概観する。さらに第5節では、メタンハイドレート堆積地盤の地盤特性に関して、これまでに明らかとなっている研究成果をまとめる。最後に第6節をもって、本論文の目的とその構成を示す。



写真 1-1 第1回メタンハイドレート海洋産出試験にむかう地球深部探査船「ちきゅう」（左）と
第1回メタンハイドレート海洋産出試験で産出したメタンガスのフレア（右）

(MH 21 Research Consortium)

1.2 メタンハイドレートとは

1.2.1 メタンハイドレート研究の歴史

ガスハイドレート研究の歴史は長く、19世紀後半から20世紀前半には化学や化学工学の分野ではすでによく知られていた(松本, 2009)。最初に発見されたのは、1810年にDavyによって合成された塩素ハイドレートである(MH21 Research Consortium)。20世紀半ば以降には、化学プラントや天然ガスの採掘現場で炭化水素ガスを輸送中のパイプラインで、氷状の固体物質が形成されガス輸送を阻害あるいは爆発するなどの事故が起きた(松本, 2009)。その固体物質こそがガスハイドレートであり、その生成条件について多くの実験が行われ、ガス組成によりガスハイドレートの生成条件が大きく異なるなども明らかになっていった(松本, 2009)。1950年~1975年頃にかけて、旧ソ連・ロシアの研究者により天然のガスハイドレート研究に先鞭がつき、Makogonらは、西シベリアにある従来型のメソヤハ天然ガス田から産出されるガスに、メタンハイドレート由来のガスが寄与する可能性を指摘するなど、天然のメタンハイドレートに関する先駆的な研究を行った(松本, 2009)。一方、北米でも一部の研究者の間で、パイプライン中のハイドレートや永久凍土域の天然のガスハイドレートへの関心が高まり、これらの研究により永久凍土域に膨大な量のメタンハイドレートが賦存することが明らかとなった(松本, 2009)。1970年に始まる国際深海掘削計画(DSDP)をはじめとする海洋調査によって、ロシアではこの頃から、カスピ海、黒海、バイカル湖などの湖底堆積物中のガスハイドレートの分布や起源の研究が進展した(松本, 2009)。

2002年にはカナダ北西領域マッケンジーデルタ地域マリックスサイトにおいて、日本、アメリカ、カナダ、ドイツ、インドの5カ国共同プロジェクトとして、第1回メタンハイドレート陸上産出試験が行われた(MH21 Research Consortium, 2008)。地下1100m付近の砂岩層を飽和しているメタンハイドレートを、坑井内に温水を循環させてメタンハイドレートを含む地層を加熱する「温水循環法」を使用して分解することで、メタンガスを連続して産出することに世界で初めて成功した。このときの試験期間は約5日間で、累計生産量は約470m³であった。しかし、温水循環法では継続的に熱を地層に供給しなければならないためにエネルギー効率が悪いという課題が残された。この経験を踏まえて、2007年には、マッケンジーデルタにおいて第2回メタンハイドレート陸上産出試験第1冬が実施され、世界で初めて減圧法によりメタンハイドレート層からメタンガスの生産に成功した(MH21 Research Consortium, 2008)。減圧法は、比較的エネルギーの投入が小さいため有用と考えられている。しかし、メタンハイドレート層は未固結堆積物のため、メタンガスや水とともに砂も生産され(出砂現象)、その砂がポンプを停止させ、試験は12.5時間で終了せざるを得なかった。さらに翌年の2008年第2冬、出砂対策を施し、減圧法による生産試験(写真1-2)を実施したところ、約6日間の連続生産に成功した。試験期間に生産されたメタンガス累積生産量は約13,000m³におよび、第1回の470m³を大きく上回る結果となった(MH21 Research Consortium, 2008)。

<第1章 序論>

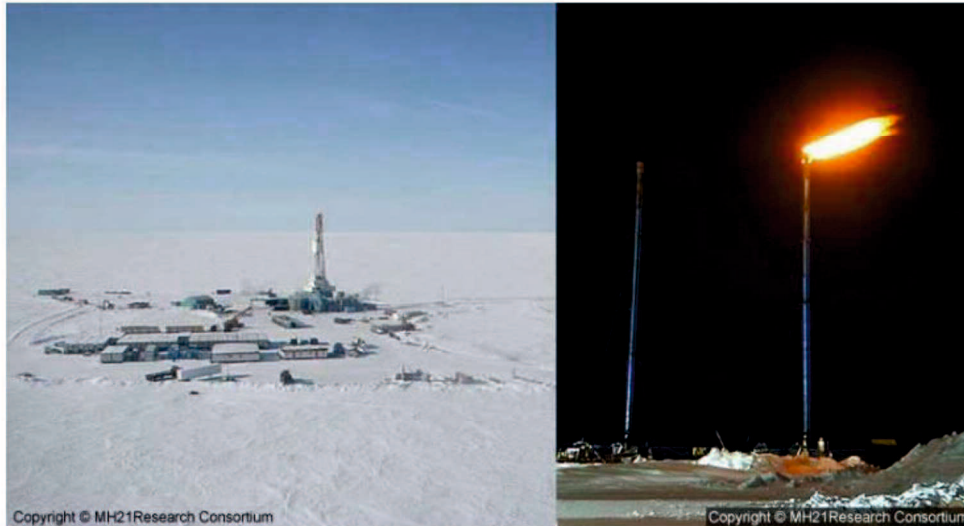


写真 1-2 第2回陸上産出試験サイトの遠景（左）と第2冬試験で生産されたメタンガスのフレア（右）
(MH 21 Research Consortium)

また、1.1 節で説明したように海洋のメタンハイドレートを対象としては、特に東部南海トラフにおいて研究開発が進められている。1999 年に実施された基礎試錐「南海トラフ」により、南海トラフで確認されているメタンハイドレートは、深海底地盤の砂層部分の土の間隙を埋めるように存在する孔隙充填型メタンハイドレートであることが明らかとなっている（高橋ら, 2001 ; 中水ら, 2004 ; Tsuji et al., 2004 ; Uchida et al., 2004 ; MH21 Research Consortium, 2008）。この存在形態は、石油や天然ガスの胚胎形式に近いといわれている（長久保, 2009）。実際の石油鉱床は、間隙率が高く、浸透率の高い砂層の砂粒子間の間隙や炭酸塩岩の間隙、そしてフラクチャの多い岩石中に存在する（長久保, 2009）。しかし、坑井掘削によって自噴する石油や天然ガスのような流体とは違って、メタンハイドレートは固体であるため、坑井内を減圧し、メタンガスにして回収する必要がある。

一方、日本海側でのメタンハイドレートの存在も注目されている。上越沖および佐渡沖に分布するメタンハイドレートは海底表面に純度の高い塊状で存在していることが明らかとなっており、表層型メタンハイドレートと呼ばれている。平成 25 年度以降 3 年間かけて広域的な分布調査が進められ、これまでに上越沖、秋田沖・山形沖において地質調査が実施された（経済産業省, 2017）。この調査結果を踏まえ、2016 年後半から表層型メタンハイドレートの回収技術の調査研究が開始された。今後は、回収技術の調査研究を継続するとともに、これまでに収集された様々な測定データや地質サンプルの分析・解析作業等が進められる。

1.2.2 メタンハイドレートの化学的構造と性質

メタンハイドレートとは、水分子とメタン分子から成る氷状の固体結晶である(松本, 2004, 2009)。水分子が内部に空隙をもった立体網状構造を作り、その空隙にメタンガス分子を包接している。このような化合物は包接化合物(クラスレート)と呼ばれる(松本, 1995)。水分子とガス分子からなるクラスレートを一般にガスハイドレートと言い、ガス分子がメタンであるものを特にメタンハイドレートと呼んでいる(松本, 1995)。結晶全体としては、メタン1分子に対して6分子程度の水分子で構成されている(内田, 1996)。

ガスハイドレートの結晶構造はX線構造解析により詳しく解析されている。水分子とガス分子が共存し、低温高圧になると、水分子がガス分子を包接して次のような多面体構造を形成する(Sloan, 1990)。

- | | | | |
|-----------------|-----------------|--------|--------|
| (1) 五角12面体 | (5^{12}) | 空隙のサイズ | 0.48nm |
| (2) 五角12面体六角2面体 | ($5^{12}6^2$) | 空隙のサイズ | 0.59nm |
| (3) 五角12面体六角4面体 | ($5^{12}6^4$) | 空隙のサイズ | 0.69nm |

ここで、括弧内の数字はそれぞれの多面体(12面体, 14面体, 16面体)を示す記号である。ガスハイドレートの多面体構造は、包接されるガス分子の大きさ、種類により異なり、結晶構造はI型, II型に大別される(松本, 1995; 小林, 1996)。それらを図1-1に示す。また、これまでハイドレートを形成しないと考えられていた大きい分子が、H型と呼ばれる新しい結晶構造のハイドレートを形成することが発見されたが、天然のガスハイドレートは、ほとんどの場合、I型またはII型のいずれかの結晶構造をとる(小林, 1996)。

メタンや二酸化炭素など、分子の大きさが5.2Åより小さなガス分子はI型構造をとり、2個の 5^{12} と6個の $5^{12}6^2$ からなる(松本, 1995)。これは、46個の水分子と8個のガス分子で構成されることを意味しており、水和数(ガス分子1個に対する水分子の数)は5.75と計算され、メタンハイドレートの理想化学式は $\text{CH}_4 \cdot 5.75\text{H}_2\text{O}$ と書ける(松本, 1995)。これは、すべての空隙にメタン分子が含まれている場合(ケージ占有率=100%)であり、このときのメタンハイドレート中に取り込まれているガス量は、標準状態(0°C, 大気圧)において、ハイドレート自体の容積の172倍となる(内田, 1996)。しかしながら、すべての空隙がメタンガス分子で満たされることはなく、空隙の占有率は通常70~80%であるため、メタンハイドレート 1m^3 には標準状態で $120\sim 150\text{m}^3$ 程度のメタンガスが含まれると考えられる(松本, 1995; 小林, 1996)。

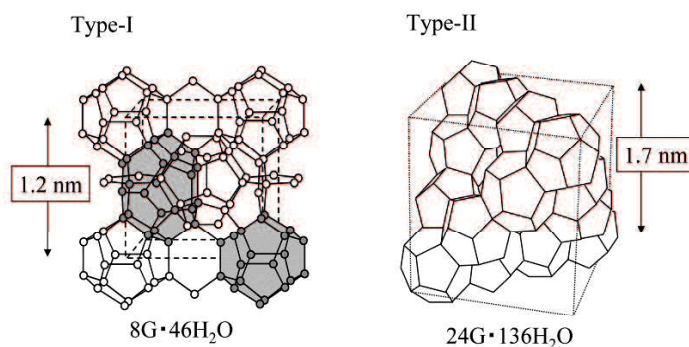


図 1-1 ガスハイドレートの結晶構造の種類 (内田, 2008)

メタンハイドレートの物理化学的性質は、メタンハイドレート層の探査や開発、メタンハイドレート生成の有無の判断等に不可欠な情報となる。天然のハイドレート層に掘削した坑井の検層結果と、合成したハイドレート試料による計測との2つの方法で特性把握が行われており(小林, 1996)、メタンハイドレートは、大気圧条件での氷に近い特性(例えば、密度、比熱)を示すことが明らかとなっている(松本, 2009)。メタンハイドレートの性質で最も特徴的なのは、温度と圧力の環境に敏感なことであり、低温・高圧の環境条件下で安定する。図1-2にメタンハイドレートの相平衡の模式図を示す。図中、実線がメタン-水の相平衡曲線を示し、線ACよりも低温高圧側の環境でメタンハイドレートは安定して存在できる。線ACよりも高温低圧側の領域は、分離ガスと水あるいは氷が共存する領域である。坑井掘削やメタンハイドレート生産中に様々な要因で原位置環境に温度上昇あるいは圧力減少が生ずると、メタンハイドレートはメタンガスと水または氷へと分解する。また、一旦分解したガスと水から、再びメタンハイドレートに相変化することもあり得る。

貯留層中のメタンハイドレートを分解するには、熱供給、減圧、あるいはその併用が基本となる。詳しくは1.4節にて後述する。

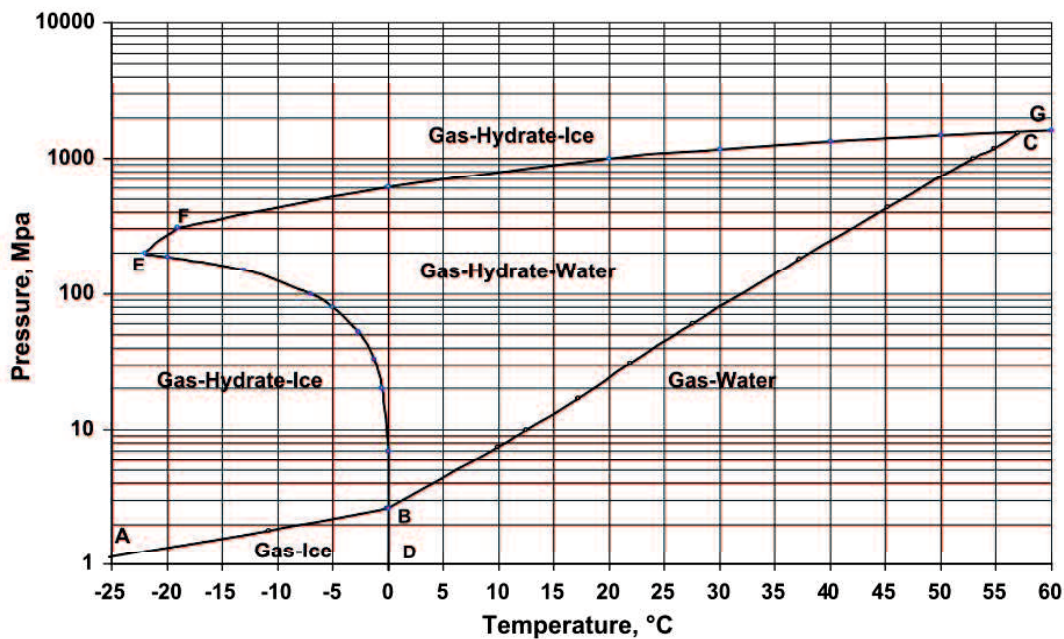


図1-2 メタンハイドレートの相平衡図 (Makogon, 2010)

1.2.3 メタンハイドレートの存在領域

自然環境でメタンハイドレートが生成するためには、

- ① 生成するためのスペースがあること
- ② 十分なメタンガスと水が存在すること
- ③ 温度・圧力が生成条件を満足すること

の条件が必要である（松本，1995）。例えば，メタンハイドレートが解離せずに存在するためには，図 1-2 より， 0°C で 26 気圧（2.6MPa）， 10°C で 76 気圧（7.7MPa）以上の圧力が必要である。図 1-3 は，Kvenvolden et al. (1988) が示した永久凍土域と海域におけるメタンハイドレートの安定領域である。図 1-3A の永久凍土域の場合は，地層温度が 0°C であると仮定すると，26 気圧（2.6MPa）以上の圧力があれば，メタンハイドレートが存在し得る。一般に，永久凍土域では十分に温度が低いため，地表から 200m 付近よりメタンハイドレートが生成可能となり，地層温度が 0°C 以下の場合（約 600m 以浅）では，メタンハイドレートと氷が共存する。

一方，図 1-3B の海域の例は，水深 1200m で海底温度が 1°C ，地温勾配が $5^{\circ}\text{C}/100\text{m}$ の場合を示しており，水深約 300m から海底面下約 300m（海面下約 1500m）の範囲が安定領域となっている。このうち海底面下約 300m までの海底地層中にメタンハイドレートが賦存する可能性があることを示している。一般に温帯の海では，海底面の温度は 4°C 程度であり，メタンハイドレートの平衡圧力を考慮すると，水深 500m 以上の海底面下が安定に存在できる領域となる（山本，2013）。太平洋岸のメタンハイドレート濃集帯は，海面下 1000m ほどの海底面のさらに数百メートルほど下部の砂層中に存在する。

このように，メタンハイドレートが生成され得る場所は，低温・高圧の条件を満たす必要があり，その分布は，北極や南極圏の永久凍土域や，大陸近くの水深の深い大陸斜面に限られている。

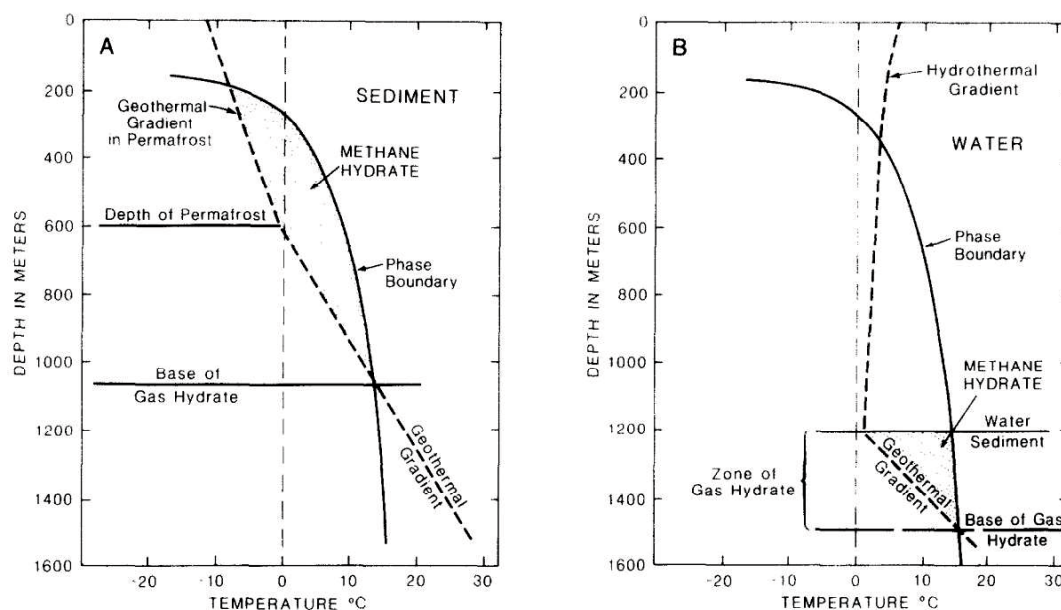


図 1-3 永久凍土域 (A) と海域 (B) におけるメタンハイドレートの存在領域 (Kvenvolden et al., 1988)

海底堆積物中のメタンハイドレートのメタンの起源については、生物発酵起源説と熱分解起源説がある(奥田, 1993)。生物発酵起源のメタンとは、地中において微生物の分解作用により低温で発生するメタンである。一方、熱分解起源のメタンとは、堆積物中に埋積した生物の遺骸や木片等の有機物が地層中に埋没する過程で続成作用を受けながら分解して発生するメタンである。後者は、通常の石油・天然ガスの有機成因説と同じものである。海底堆積物は十分な粒子間隙と間隙水を持ち、有機物に富んだ大陸棚～大陸斜面堆積物中では有機熟成によって発生する多量のメタンガスと下位から移動するガスの供給により、メタンハイドレート生成に十分なフリーガスが存在すると考えられている(松本, 1995)。発生したメタンガスによってメタンハイドレート生成帯が形成されるためには、海底堆積物中に十分な粒子間隙が存在し、メタンガス供給システムとしての適当な通路が必要である(松本, 1992)。堆積物中で発生したメタンは地層面や断層などの割れ目に沿って上昇し、通路がメタンハイドレート生成帯と斜交していると、生成帯は多量のメタンの供給を受けることができる(松本, 1992)。Milkov and Sassen (2002) は、海洋におけるメタンハイドレートの集積を、堆積層の分布に規制される層序集積と、断層や泥火山の発達に支配される構造集積の2つのタイプに分け、松本 (2009) はこれらを岩相-層序規制型(図 1-4A)、表層-構造規制型(図 1-4B)と呼んだ。岩相-層序規制型は、堆積物中を上方へ移動するメタンが、メタンハイドレート安定領域の基底(BGHS: Base of Gas Hydrate Stability)に達するとメタンハイドレートとして固定され層状に広くハイドレート集積層をつくる。砂岩や凝灰岩のように浸透率や間隙率が大きい層に濃集帯をつくることが多い。このタイプを形成するメタンは、主として生物発酵起源であることが多い。海底からガスが湧出するような場所や泥火山では、海底下の浅所に高密度のハイドレート濃集帯が形成され、表層型メタンハイドレートと呼ばれる。

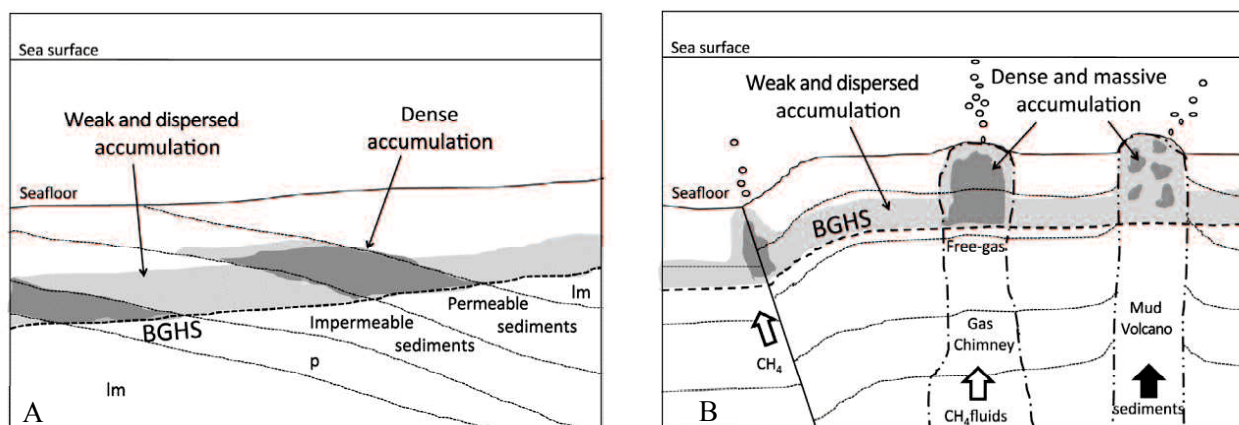


図 1-4 海洋のメタンハイドレートの集積概念図 (松本, 2009)

1.2.4 メタンハイドレート分布および資源量

メタンハイドレートの存在は、地震探査法、地化学的方法、掘削と検層等によって推定・確認されている（小林，1996）。陸域では、坑井内検層により賦存が確認されてきたが、海域でのメタンハイドレートの存在は、主として地震探査法により推定されている（小林，1996）。地震探査法とは、振動を人工的に発生させ、海底や地層境界で反射した反射波をストリーマケーブルと呼ばれる受振器で記録し、地層内を間接的に把握する方法であり、従来は石油・天然ガス探鉱で利用されてきた（MH21 Research Consortium）。海底地盤でのメタンハイドレートの存在領域は深さに限界があり、それより深くなるとメタンハイドレートは存在せず、フリーガス層を形成していることがある。地層中にメタンハイドレートが生成すると堆積物は固化し、P波伝播速度が大きくなるが、地層中にフリーガスが集積するとP波伝播速度は小さくなる（松本，1992，1995，1997）。メタンハイドレート層とフリーガス層の境界で音響インピーダンス（密度×弾性波速度）が大きく異なるため、地震探査記録断面上で位相が反転した特徴ある強振幅として現れる（小林，1996）。この反射面は地層傾斜と斜交し、海底面とほぼ平行に現れるので、海底擬似反射面（BSR：Bottom Simulating Reflector）と呼ばれる（小林，1996；佐藤，1997；松本，1992，1995，1997，2004，2009）。BSRが観測されるいくつかの地域でメタンハイドレートが採取されていること、地温勾配と圧力とから推定されるメタンハイドレートの安定領域の下端がBSR深度とほぼ一致することから、BSRがハイドレート層の基底になっている可能性は極めて高いと考えられ（小林，1996）、海洋のメタンハイドレート層の存在を示す手がかりとして使われている。図1-5は、実際に観測されたBSRを示している。

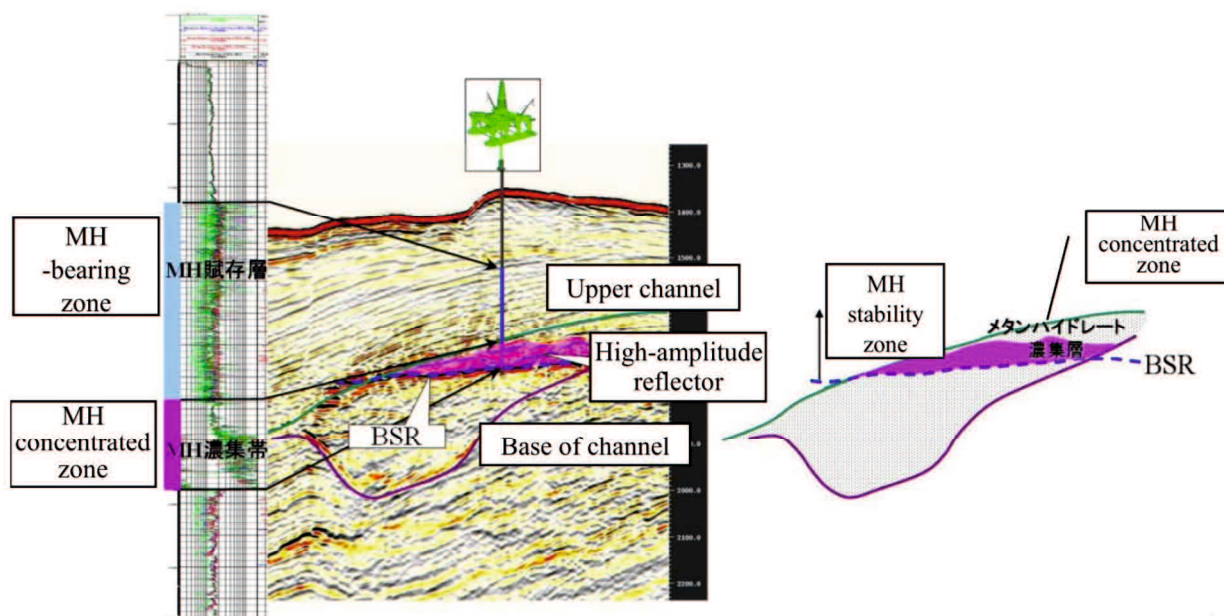


図 1-5 地震探査記録に見られる BSR (MH21 Research Consortium, 2008)

BSR 分野や掘削データに基づいて確認または推定されている，世界における代表的なガスハイドレートの分布を図 1-6 に示す．図中，天然ガスの成分にメタン以外も含まれることから，ハイドレートのことをガスハイドレートと称しているが，通常 90%以上がメタンであるため，ほとんどがメタンハイドレートと考えてよい．大洋の縁辺域に多く分布しており，特に日本列島周辺や北米東縁など，調査密度の高い場所において比較的プロットが多い（松本，2009）．一方，陸域におけるメタンハイドレートの分布は永久凍土地域に限定されており，存在が確認または推定されている場所として，ロシア連邦北部，アラスカ，カナダの北極海沿岸地方が知られている（佐藤ら，1996）．図からも分かるように，メタンハイドレートは地球上に広く分布しているが，地層中の集積度，メタンハイドレート層の厚さが分かっているところは少ないため，全存在量についての見積もりには 2 桁も幅がある（松本，2004）．したがって，世界的に見るとメタンハイドレートの資源量を正確に推定することは，現在のところは困難である．

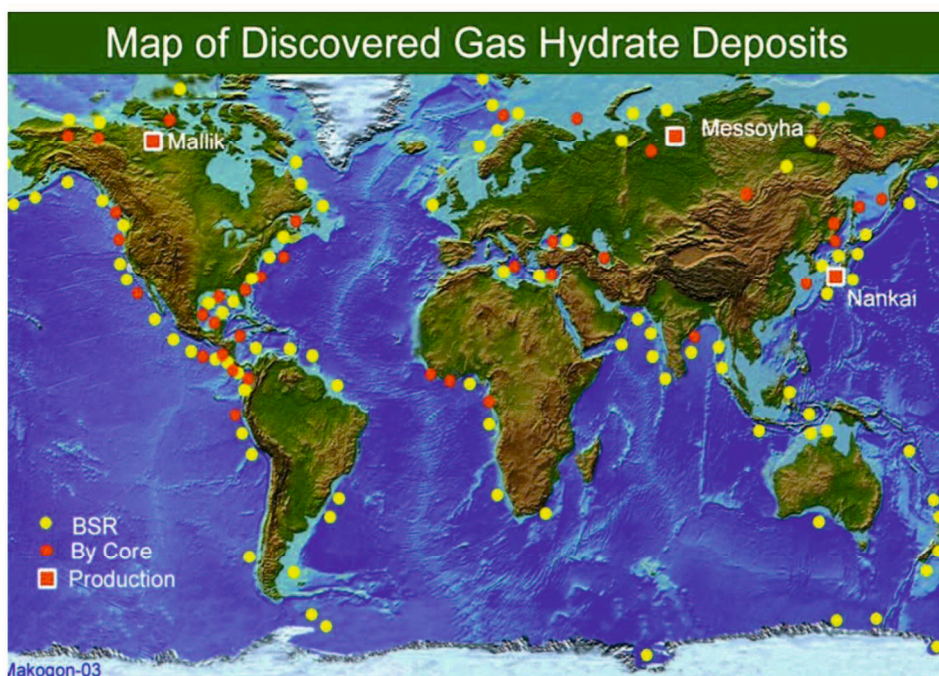


図 1-6 世界におけるガスハイドレート貯留状況（Makogon, 2010）

日本周辺においては，天然ガスハイドレート生成の温度圧力条件を満たす海域が多く，かつ大陸縁辺であることから陸源有機物を多く含む堆積物が厚く堆積しているため，太平洋および島弧内側の縁海（日本海，オホーツク海等）ともに，天然ガスハイドレートが広範囲に存在する可能性がある（佐藤，1996）．図 1-7 は，2009 年までに調査された日本周辺海域におけるメタンハイドレートの分布を示している．網走沖のオホーツク海，日本海東縁と東海沖，熊野灘，四国沖から宮崎沖にかけての南海トラフでメタンハイドレートの存在が確認，推定されている．平成 11 年度に，静岡県沖で基礎試錐「南海トラフ」が掘削されて以降，静岡県沖から和歌山県沖に至る東部南海トラフをモデル海域として，二次元および三次元地震探査が実施されている（佐伯，2015）．図 1-8 は東部南海トラフ海域において行われた物理探査の状況を示している．調査海域において，16 の濃集帯

<第1章 序論>

が抽出され、調査地点の1つである第二渥美海丘が2013年の第1回海洋産出試験の実施地点に選ばれた(図1-9)。

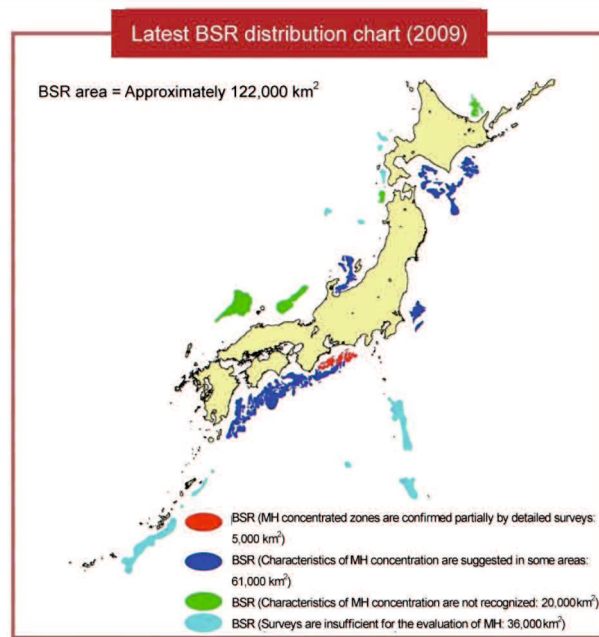


図1-7 日本近海のメタンハイドレート分布 (MH21 Research Consortium)

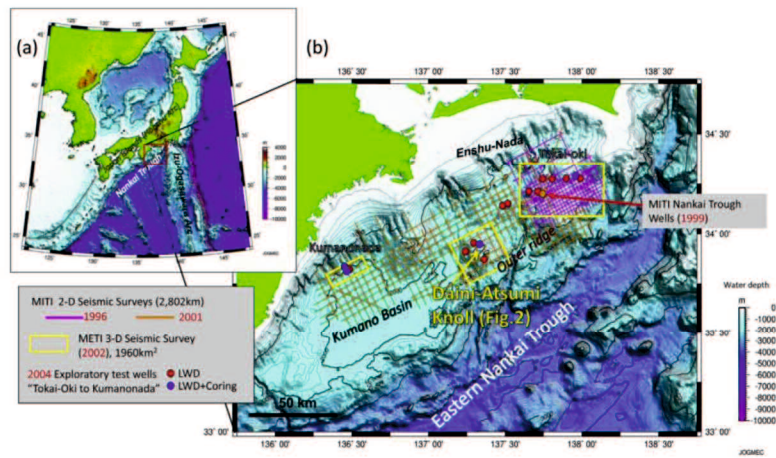


図1-8 東部南海トラフ海域における物理探査状況 (Fujii et al., 2015)

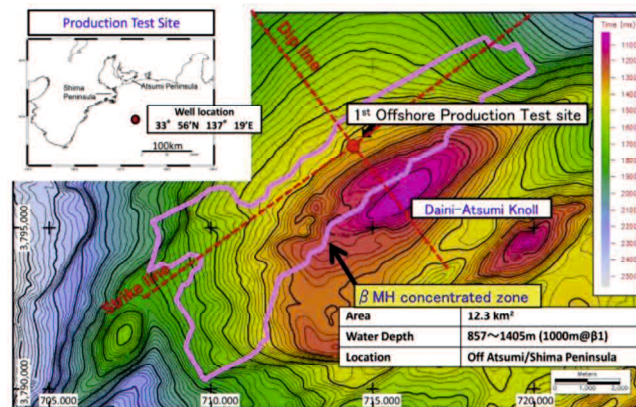


図1-9 第1回海洋産出試験サイト (Fujii et al., 2015)

<第1章 序論>

メタンハイドレート濃集帯は、開発ポテンシャルを持つ可能性があるほど広く、開発が見込めるほどまとまった体積を持つ（長久保，2009）。メタンハイドレート濃集帯のほとんどが、その下限をBSRに規制され、かつ、強振幅反射波の抽出により上限を規制することができ、これらをとらえることによって、MH濃集帯の容積を計算することができる（長久保，2009）。このように、ある程度のメタンハイドレート濃集帯のデータが獲得され、その層の広がりや厚さが把握されている場合には原始資源量の算定が可能であり、その方法は容積法と呼ばれる。容積法により算定された、東部南海トラフ海域におけるメタンハイドレート濃集帯およびメタンハイドレート賦存層の原始資源量評価結果を表1-1に示す。原始資源量は地層中にあるメタンハイドレートを分解し、水とメタンガスにして、メタンガスを標準状態（0℃，大気圧）にもたらずと仮定した場合に、メタンガスの占める量を表している。東部南海トラフの原始資源量は2011年の日本の年間LNG輸入量の約11年分に相当し、東部南海トラフMH濃集帯の原始資源量はその約5.5年分に相当する。

表 1-1 東部南海トラフ海域の原始資源量評価結果（MH21 Research Consortium, 2008）

Grouping	Total volume of methane initially considered to exist (100million m ³)		
	P90	Pmean	P10
Methane hydrate concentrated zones	1,769	5,739	11,148
Methane hydrate-bearing layers	1,067	5,676	12,208
Total	2,836	11,415	23,356

P90: Estimated occupied volume greater than this value, the probability of which exceeds 90%

Pmean: The mean value

P10: Estimated occupied volume larger than this value of which probability exceeds 10%

1.2.5 メタンハイドレートの存在形態

メタンハイドレートは大気圧の条件下では分解してしまうため、従来型のコアサンプラーに代わる特殊なサンプラーを必要とするが、近年、サンプラー技術の進歩により、採取深度の間隙圧力を保ったまま試料を回収することに成功している。PTCS（Pressure Temperature Core Sampler）は特別研究「メタンハイドレート開発技術」（平成7年度～平成12年度）において開発された採取機器であり、地層の圧力と温度を保持してコア採取を行うことが可能である（MH21 Research Consortium, 2008）。1999年に行われた基礎試錐「南海トラフ」においてその有用性が十分に実証された後、改良が加えられ、基礎試錐「東海沖～熊野灘」ではコア回収率80%、圧力保持成功率90%を達成した（MH21 Research Consortium, 2008）。

海域に存在するメタンハイドレートには、図1-10に示すように、1. 海底面に露出しているもの、2. 泥層に塊状、層状またはレンズ状に白色結晶として存在するもの、3. 砂層孔隙中に存在するものなど、いくつかの胚胎形態がある（山本, 2013）。なお、1が表層型メタンハイドレート、3が資源として有望視されている孔隙充填型メタンハイドレートである。写真1-3は世界各地で採取されたメタンハイドレート堆積土の写真を示している。Aは世界で初めてメタンハイドレート生産試験が行われた、カナダマリックサイトの永久凍土層で採取されたメタンハイドレート堆積土である。写真を見ると、メタンハイドレートは土骨格の間隙を埋める形で存在していることが確認できる。Bはインド洋で採取されたメタンハイドレート堆積土の写真である。この海域におけるメタンハイドレートは粘土層にレンズ状に存在している様子がうかがえる。Cはメキシコ湾で採取されたメタンハイドレート堆積土を示している。このメタンハイドレートはBと同様に粘土層に胚胎しているが、メタンハイドレートが塊となって回収された。Dは日本海上越沖海底から採取されたメタンハイドレート堆積土の写真である。写真から、メタンハイドレートはマウンド上に露出しており（D-1）、マウンド海底から数m下の堆積物からは塊状のメタンハイドレートが確認された（D-2）。最後に、Eが研究開発対象とされている南海トラフ域で採取されたメタンハイドレート堆積土を示している。このメタンハイドレートは砂層の間隙を埋める形で存在していることがわかる。

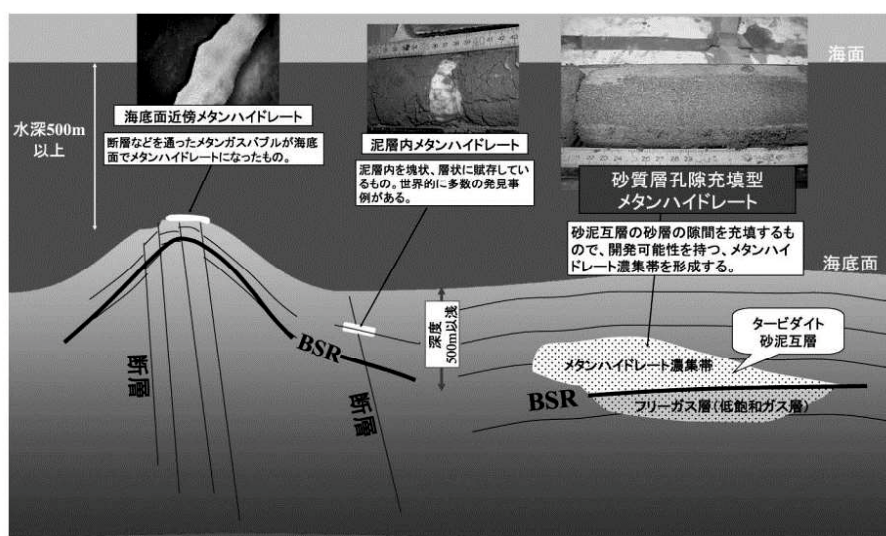


図1-10 海洋型メタンハイドレートの代表的な胚胎形態（長久保, 2009）

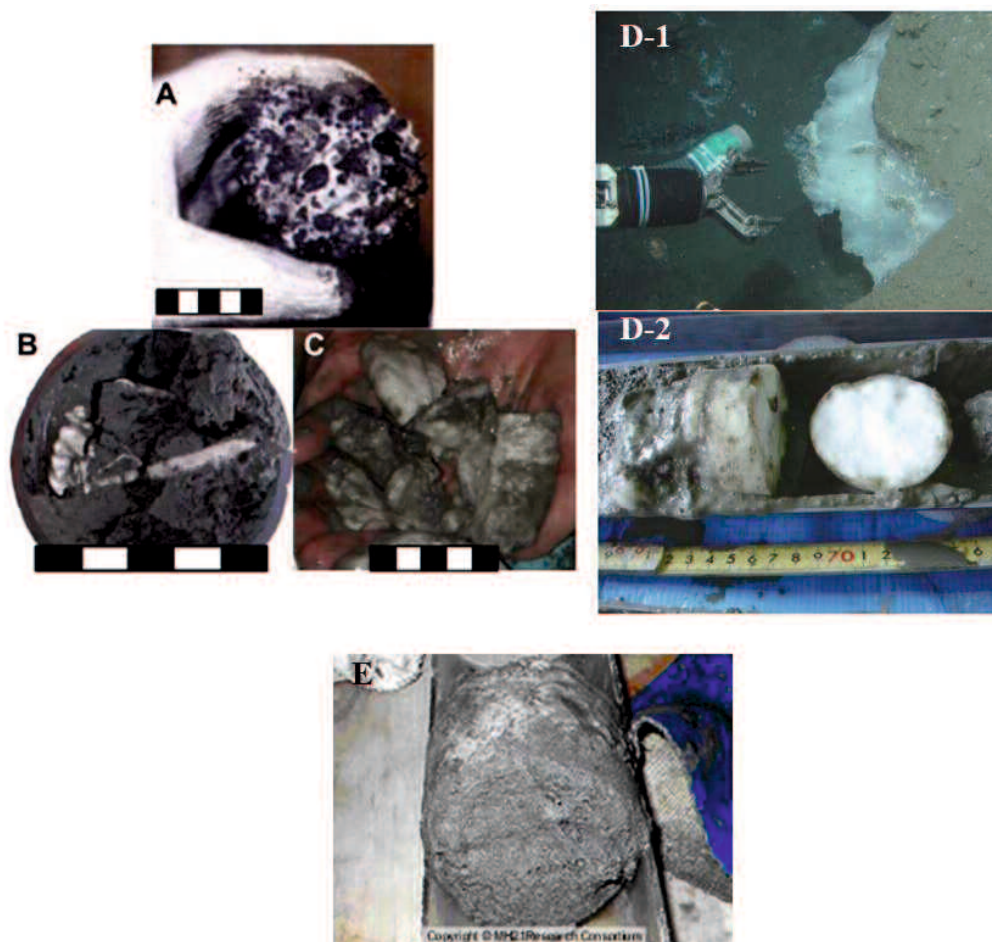


写真 1-3 世界各地で採取されたメタンハイドレート堆積土

- A カナダマリック 2L-38 永久凍土域で採取されたメタンハイドレート堆積土 (Waite et al., 2009)
- B インド洋で採取されたメタンハイドレート堆積土 (Waite et al., 2009)
- C メキシコ湾で採取されたメタンハイドレート堆積土 (Waite et al., 2009)
- D 日本海上越沖で採取されたメタンハイドレート堆積土 (松本, 2009)
- E 南海トラフ海域で採取されたメタンハイドレート堆積土 (MH21 Research Consortium)

砂の間隙に存在するメタンハイドレートに対しては、さらに微視的なスケールで観察する研究が精力的に行われている。Waite et al. (2004) は、砂の間隙に胚胎するメタンハイドレートの存在形態は、4種類に大別されると報告している。図 1-11 は各種類の存在形態の概念図を示している。Contact cementing type は、主に土粒子間にメタンハイドレートが存在しており、セメンテーション力を有する。Grain coating type は、土粒子の周りを囲むようにメタンハイドレートが生成され、一部土粒子間にセメンテーション力を有する。Pore filling type は、土粒子よりも小さな粒状を成したメタンハイドレートが土の間隙に浮いている状態である。Load bearing type は、土粒子と粒状を成したメタンハイドレートが土の構造の一端を担う。また、これら4種のメタンハイドレートに加え、Pore filling type や Load bearing type のメタンハイドレートが増大し、土粒子間の橋渡しをするようになると Patchy type と呼ばれ、クラスターが形成される (Dai et al., 2012)。

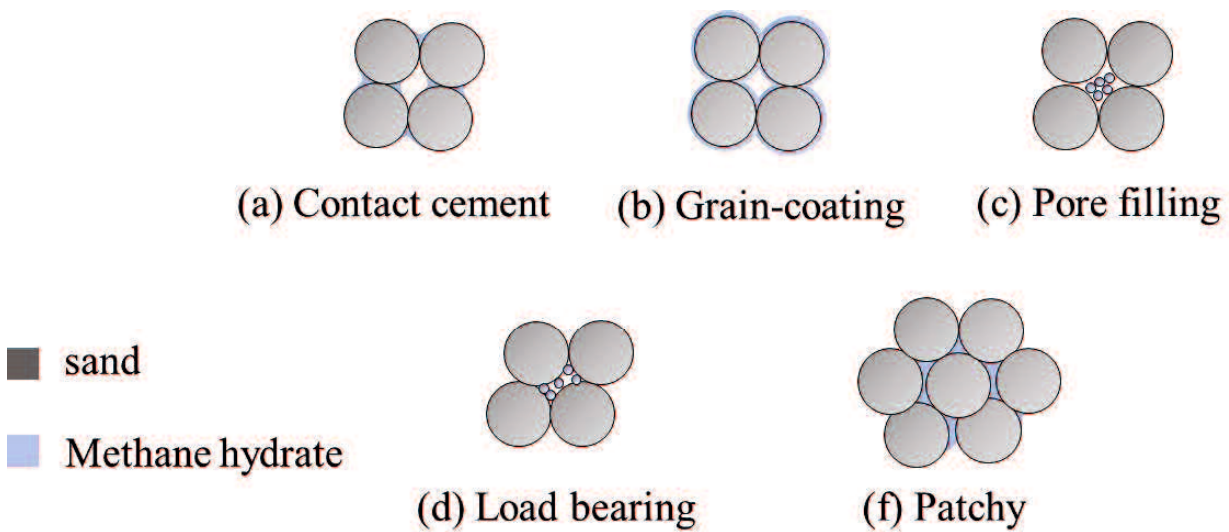


図 1-11 砂の間隙に胚胎するメタンハイドレートの存在形態の概念図
(Dai et al., 2012 を参考に作成)

1.3 東部南海トラフにおけるメタンハイドレート堆積地盤の特徴

図 1-8 に示す研究開発対象域で行われた基礎試錐「東海沖～熊野灘」の調査では、メタンハイドレートの賦存状態を調べるために、水深 700～2000m、海底面下 250～500m の地点で、BSR を掘り抜く 32 坑井の掘削が行われた (Takahashi and Tsuji, 2005). 掘削には、国際深海掘削計画 (ODP : Ocean Drilling Program) で使用されたジョイデス・レゾリューション号 (JOIDES Resolution) が使われた (海老沼ら, 2009). 掘削された坑井のうち、16 坑井において掘削中検層 (LWD : Logging While Drilling) が、2 坑井においてワイヤーライン検層が実施された (海老沼ら, 2009). LWD とは、ドリルパイプに検層ツールを取り付けて、掘削をしながら地層物性を測定する手法である. 一方、ワイヤーライン検層とは、ワイヤーラインを用いて検層ツールを降下させ、地層物性を測定する手法である. コア採取作業のうち、メタンハイドレート層のコア採取には、メタンハイドレートの分解を抑制するために、メタンハイドレートが安定して存在する低温・高圧の原位置状態の保持が可能な PTCS が用いられた (海老沼ら, 2009). また、鈴木ら (2009) は X 線 CT 装置を用い、コア試料を冷却したまま堆積物の内部構造を観察した (図 1-12). コア試料の断面画像観察から、南海トラフのメタンハイドレート堆積層はメタンハイドレートを含有する砂層と、メタンハイドレートをほとんど含まない泥層との互層で構成されており (鈴木ら, 2010)、タービダイトであると判断された. タービダイトは、混濁流により深海に運ばれた砂泥が沈降して形成される層であり、流れの中では粗粒な粒子ほど重力分離されるため、層の下位側から上位側になるにつれて、粒度分布が砂サイズからシルトサイズまで変化し、また内部の細粒分の含有量も変化するという特徴がある (鈴木ら, 2010). Bouma (1962) のタービダイト・シーケンスの区分 (図 1-13) によると、砂層の内部構造として、葉理の顕著でないタービダイトの塊状級化部、平行葉理部、斜交葉理部、および上部平行葉理から上位に相当する泥質部で構成されていることが明らかとなった (鈴木ら, 2009). また、タービダイト砂泥互層の濃集帯の検層記録の一例を図 1-14 に示す. 検層記録上ではメタンハイドレート濃集帯は、比抵抗が高く、高速度層であることが確認できる (MH21 Research Consortium, 2008).

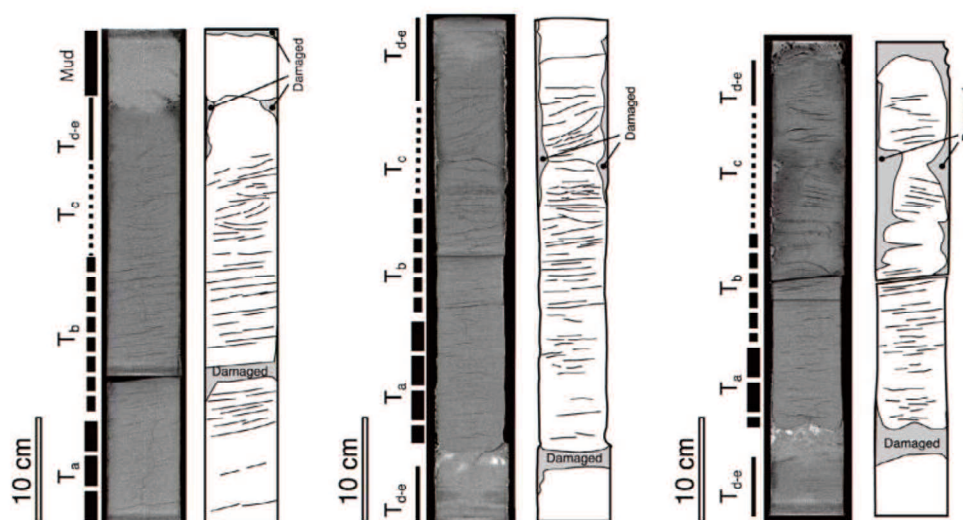


図 1-12 X 線 CT で得られたコア試料の断面画像と試料内部構造のスケッチ (鈴木ら, 2009)

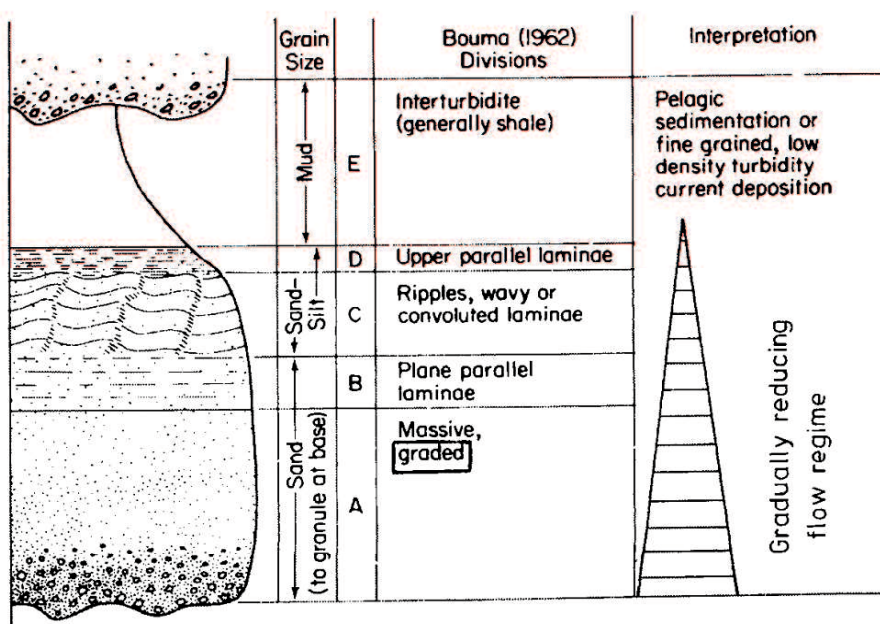


図 1-13 標準的なタービダイト・シークエンスの区分 (安田, 2015)

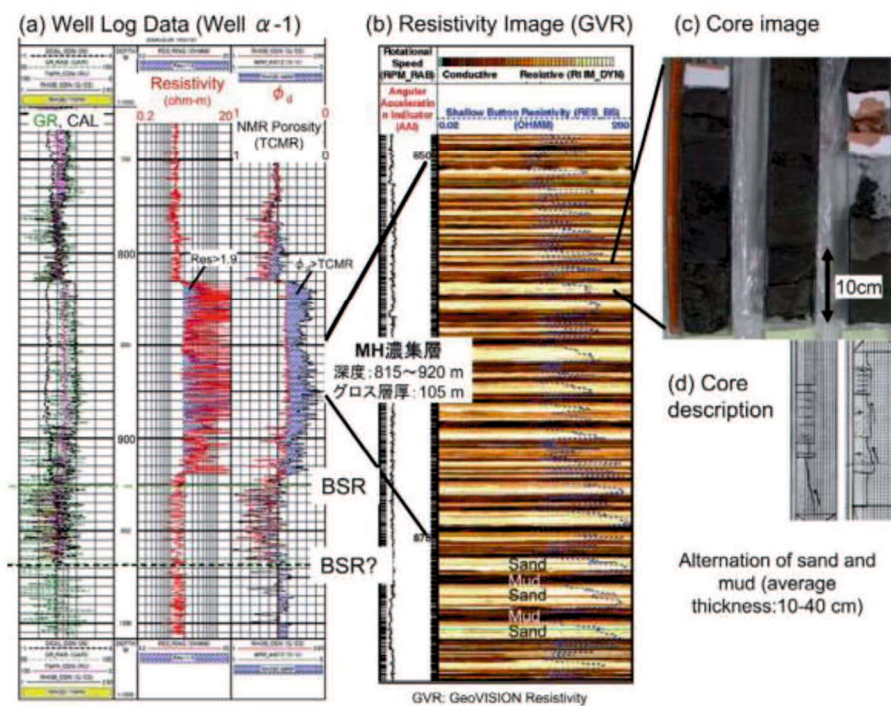


図 1-14 基礎試錐「東海沖～熊野灘」の掘削結果から示唆されたメタンハイドレート賦存堆積物の特徴 (MH21 Research Consortium, 2008)

1.4 メタンハイドレートの生産方法と工学的課題

1.4.1 メタンハイドレートの生産方法とエネルギー効率

在来型の天然ガスは、固結した砂岩中に高压のガスとして存在しており、生産井を掘削すると容易に自噴するが、メタンハイドレートは未固結の砂層中に固体結晶状で存在しているため、採取するためには加熱・減圧などの手法により、能動的に分解を促す必要がある（山本，2013）。分解を促す方法として、1. 温度を上げる（加熱法）、2. 圧力を下げる（減圧法）、3. 平衡曲線自体を低温高压側にシフトさせる（インヒビター圧入法）、4. 上記の手法の組み合わせが挙げられる（山本，2013）。上記の手法を適用した際、温度－圧力の関係は図 1-15 のようになる。一方で、メタンハイドレートは分解時に吸熱反応を起こすため、分解を継続するためには、分解に必要な熱を供給し続ける必要がある。この分解に必要な熱源は、1. メタンハイドレート層自身の持つ熱量、2. 周囲の泥層から熱伝導などにより供給される熱量、3. 温水圧入によって供給される熱量などがある（山本，2013）。

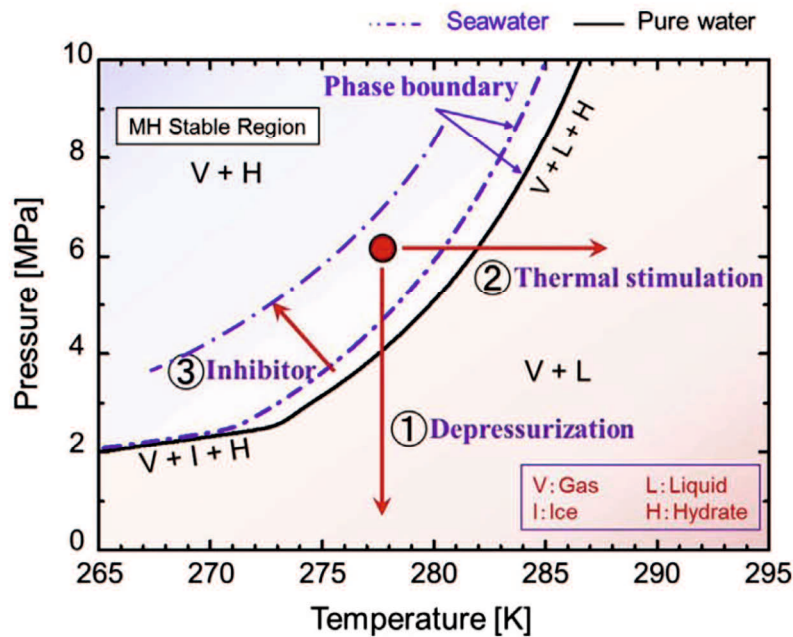


図 1-15 減圧法、加熱法およびインヒビター圧入法適用時における温度－圧力関係（Chen et al., 2017）

図 1-16 に、各手法における回収率とエネルギー産出比の関係を示す。加熱法は、回収率は高いが、投入したエネルギー以上のエネルギー生産が困難なのに対し、減圧法は、回収率が地層温度に依存するが、投入エネルギーの数 10 倍のエネルギーを生産できることが分かる。図中、インヒビター圧入法適用時の結果は示されていないが、経済性の点で単独での使用は難しい。

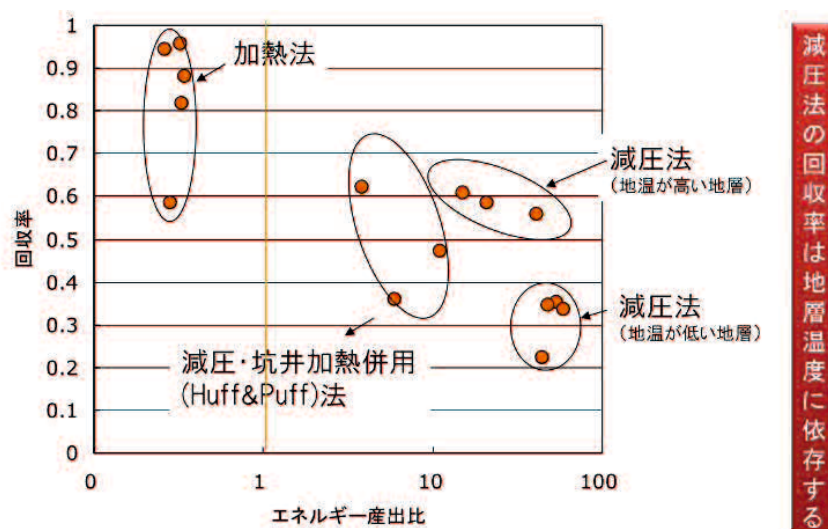


図 1-16 各生産方法における回収率とエネルギー産出比の関係 (MH21 Research Consortium)

エネルギー産出比の大きい減圧法による開発が、孔隙充填型メタンハイドレート堆積層からの天然ガス生産方法として、現在最も有望視されている (山本, 2013)。図 1-17 は、第 1 回海洋産出試験の際に使用された減圧法の概念図を示している。メタンハイドレート貯留層に対し生産井の掘削を行い、ポンプで生産井内の水を汲み上げることにより、生産井内の圧力を減圧する。それに伴い、メタンハイドレート貯留層内部の間隙圧は低下し、メタンハイドレートがメタンガスと水に分解する。生産井内の圧力が最も低く保たれているため、動水勾配の影響で貯留層内のメタンガスは生産井に向かって移動する。そして、メタンガスは水と同じく汲み上げられ、メタンガスだけが回収される。

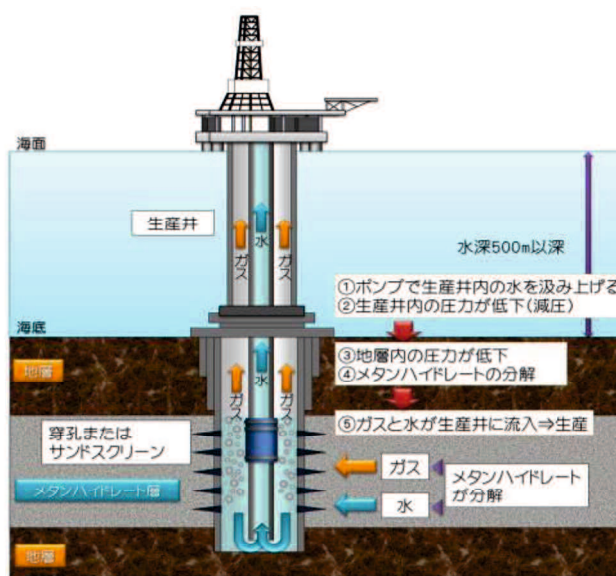


図 1-17 減圧法によるメタンハイドレート生産の概念図 (MH21 Research Consortium)

<第1章 序論>

第1回海洋産出試験を終え、減圧法適用に対する幾つかの課題が挙げられたが、近年、それらに対する対策が提案されてきた。まず課題としては、生産に必要とされるエネルギーを抑えながら回収率、生産量の増進を図ることが重要であるとされた。回収率向上の対策として、減圧法と併用して直接的または間接的に熱供給を行い、生産効率を高めることが挙げられた。メタンハイドレート分解による吸熱反応により地層温度が低下してしまい、また、地熱の流入は遅いことから、たとえ生産期間が長くても生産レートが極端に低下してしまうため、熱供給を図る必要がある。熱供給を狙った回収増進法として以下の方法（MH21 Research Consortium）が挙げられている。

① 直接的な熱供給

(1) 加熱併用法（Huff & Puff）法

減圧後、地熱回復のため、温水圧入または坑井加熱を行う。

(2) 強減圧法

地層内に「氷」ができるまで強減圧し、氷の潜熱を利用する。

(3) 通電加熱法

坑井間に電流を印加し地層を加熱する。

(4) 異種ガス（CO₂）圧入法

減圧後の地層にCO₂を圧入し、CO₂ハイドレート生成熱で地温を回復させる。

② 間接的な熱供給

(1) 深部温水吸引法

ハイドレート層以深の温かい地層から温水を汲み上げ、地温を回復させる。

また、生産量増進の対策としては、浸透性を向上させることが挙げられた。浸透性向上を狙った生産量増進法として以下のものが挙げられる。

(1) 超音波照射法

坑井近傍の低浸透性層を超音波で破碎し、浸透性を改善する。

(2) フラクチャリング法

地層を水圧で破碎し、浸透性を向上させる。

1.4.2 メタンハイドレートの生産時における工学的課題

様々な生産率向上技術が提案され、メタンハイドレート生産の商業化にむけて着実に研究開発が進められている一方で、生産井掘削開始から廃坑後までの一連の生産過程をたどる中で、主として以下のような工学的問題（Kleinberg et al., 2003 ; Xu and Germanovich, 2006 ; Nixon and Grozic, 2007; Jung et al., 2012 ; Fulong et al., 2012）が危惧されている。また、図 1-18 は、想定される工学的問題を模式図で示したものである。

- ① 掘削に伴う応力変化による海底地盤の変形
- ② 減圧に伴う有効応力の増加による地盤沈下、海底地すべり
- ③ ①②に起因する、生産井の破壊
- ④ 減圧中の出砂現象
- ⑤ 生産中のガス漏洩
- ⑥ 生産終了後の水圧回復に伴う有効応力減少による地盤の変形（リバウンド）

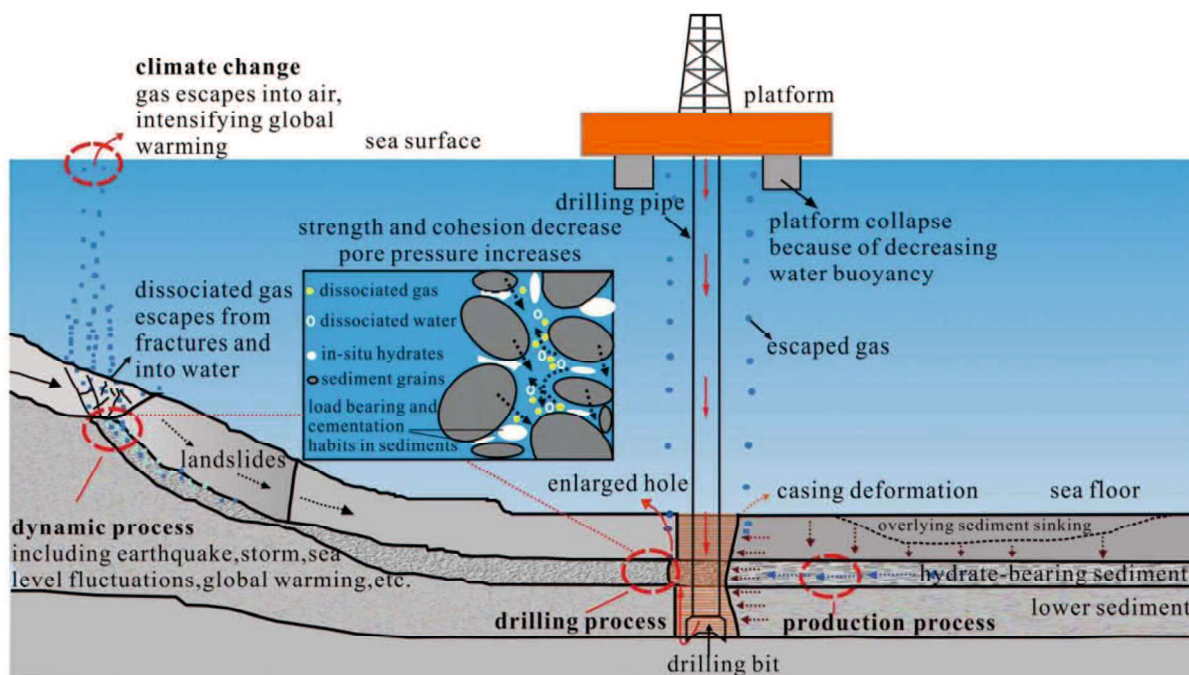


図 1-18 生産中に想定される工学的問題（Ning et al., 2012）

海底堆積土中のメタンハイドレートは砂粒子を固結する働きを担い、海底地盤の強度増加に寄与している。生産に伴いメタンハイドレートが分解されると、土粒子間の隙間に固体として存在していたメタンハイドレートが回収されるため、土骨格が変化することに加え、地盤の強度そのものが低下することも想定される。また、分解により密度や有効応力が変化し、それに伴って粒子破碎が生じることも考えられる。さらに、減圧による流体の移動に伴い細粒分が移動し、出砂や流路の閉塞が起こり得る。このように様々な地盤工学的現象が併せて作用することによって、結果的に海底地盤の不安定化、生産井の破壊、生産効率の低下につながってしまうことが予想される。以上の問題を解

<第1章 序論>

決するには、高い拘束圧と間隙圧下でのメタンハイドレート堆積土および分解後を想定した土のみの強度変形特性、間隙流体内でのガス発生による飽和から不飽和への浸透特性の変化、メタンハイドレート分解による有効応力変化時の堆積土の変形および破碎特性などを総合的に評価する必要がある。地盤工学の英知を集約しなければならない非常に複雑な課題である。これらが解決されて初めて、安全かつ効率的なメタンハイドレートの生産が可能になるといえる。

1.5 メタンハイドレート胚胎土に関する既往の研究

1.5.1 メタンハイドレート胚胎土の力学特性に関する研究

技術の進歩により、貯留層全体といったマクロのレベルから、メタンハイドレート胚胎土の内部構造などミクロのスケールまで、幅広く調べることが可能となってきた。例えば、物理探査のデータから、メタンハイドレート貯留層の間隙率やせん断波速度などの物理的特性を知ることができ、採取したサンプルに対しては、X線CTスキャンを行い、その内部の観察が可能となっている(図1-19)。このような、メタンハイドレート堆積地盤の特徴を念頭に置きつつ、メタンハイドレート生産時における地盤工学的課題に対する安全性評価のため、その力学特性の解明が精力的に行われている。

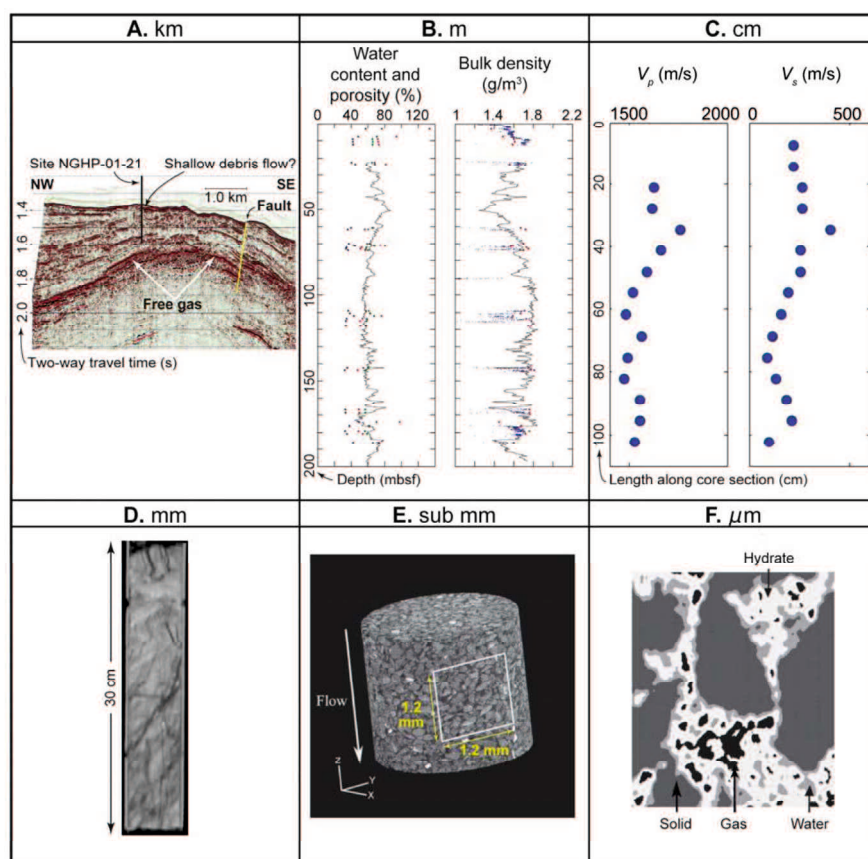


図1-19 様々なスケールで見たメタンハイドレート堆積土 (Waite et al., 2009)

米田ら (2010), Hyodo et al. (2013) はメタンハイドレートの安定境界内の温度および圧力を再現できる三軸圧縮試験機を用いて、豊浦砂を対象に人工的にメタンハイドレートを生成し、種々の条件下でせん断試験を実施している。その結果、密度、温度、背圧、有効拘束圧、メタンハイドレート飽和率(間隙の体積に占めるメタンハイドレートの体積比率)がメタンハイドレート胚胎土の強度変形特性に影響を与えることを確認した。

メタンハイドレートの分解を抑制したまま、コア試料を採取できる PTCS をはじめとして、メタンハイドレートの安定境界内の温度・圧力を完全に保持したまま実験装置内に設置できる PCATs (Pressure core analysis and transfer system) 等の技術が開発されたことにより、実地盤から得られたコア試料に対してもいくつか室内試験が実施されている。Yoneda et al. (2015) は、第1回海洋産出試験サイトから採取されたコア試料に対して、三軸圧縮試験を行い、既往の実験結果との比較を行っている。図 1-20 (a)は、せん断強度と有効拘束圧、図 1-20 (b)は、メタンハイドレート胚胎土とメタンハイドレートを含まない土のせん断強度差を縦軸にとり、メタンハイドレート飽和率を横軸に示した図である。米田ら (2010)、Hyodo et al. (2013) らが考察したように、図 1-20(a)からも、密度、有効拘束圧、メタンハイドレート飽和率がせん断強度に影響を与える結果が確認できる。また、図 1-20(b)から、強度差の値はメタンハイドレート飽和率が 30%付近から著しく大きくなり、その関係は非線形な関数で表せることを述べている。人工のメタンハイドレート胚胎土と天然コアの結果にはやや違いがあることも示されている。さらに、図中、Miyazaki et al. (2010) の結果をみると、母材が同じ (豊浦砂) で同程度のメタンハイドレート飽和率であっても強度差の値にはばらつきが見られる。このように、天然コアの実験結果が得られるようになったことにより、人工と天然のメタンハイドレート胚胎土の強度特性の違い、人工のメタンハイドレート胚胎土がどの程度実地盤を再現できているかなども確認できるようになってきた。

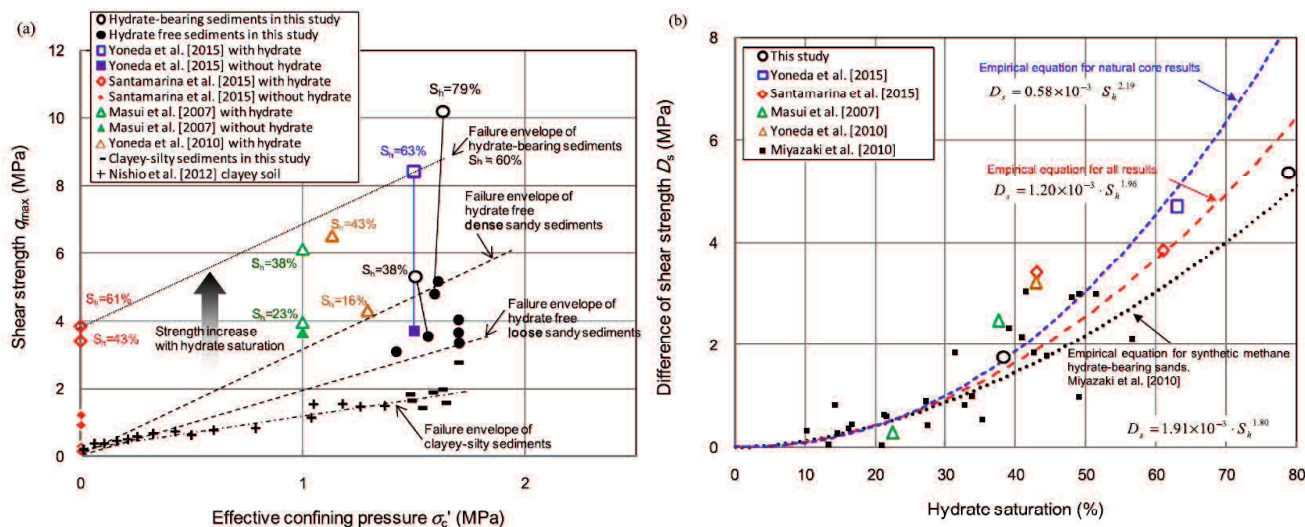


図 1-20 人工および天然のメタンハイドレート胚胎土の強度特性 (Yoneda et al., 2015)

メタンハイドレート胚胎土の力学特性は、その土が受ける環境 (温度、間隙圧、土被り圧等) やそれらに伴う土の状態 (密度等) に依存する。さらに、間隙中にメタンハイドレートがどの程度含まれているかによっても異なる。そのため、様々なパラメータが起因してくる複雑な土として捉えなければならないといえる。メタンハイドレート飽和率の違いが力学特性に及ぼす影響やそのメカニズムについては、Yun et al. (2007) が提唱しており、さらに、Waite et al. (2009) が細かく分析している。図 1-21 にメタンハイドレートがせん断特性に与えるメカニズムを示す。図に示すように、メタンハ

イドレート胚胎土の強度発現は、メタンハイドレートのセメンテーションにより固結された土粒子同士の乗り越えによるダイレイタンスーが大きく寄与していると考えられている。

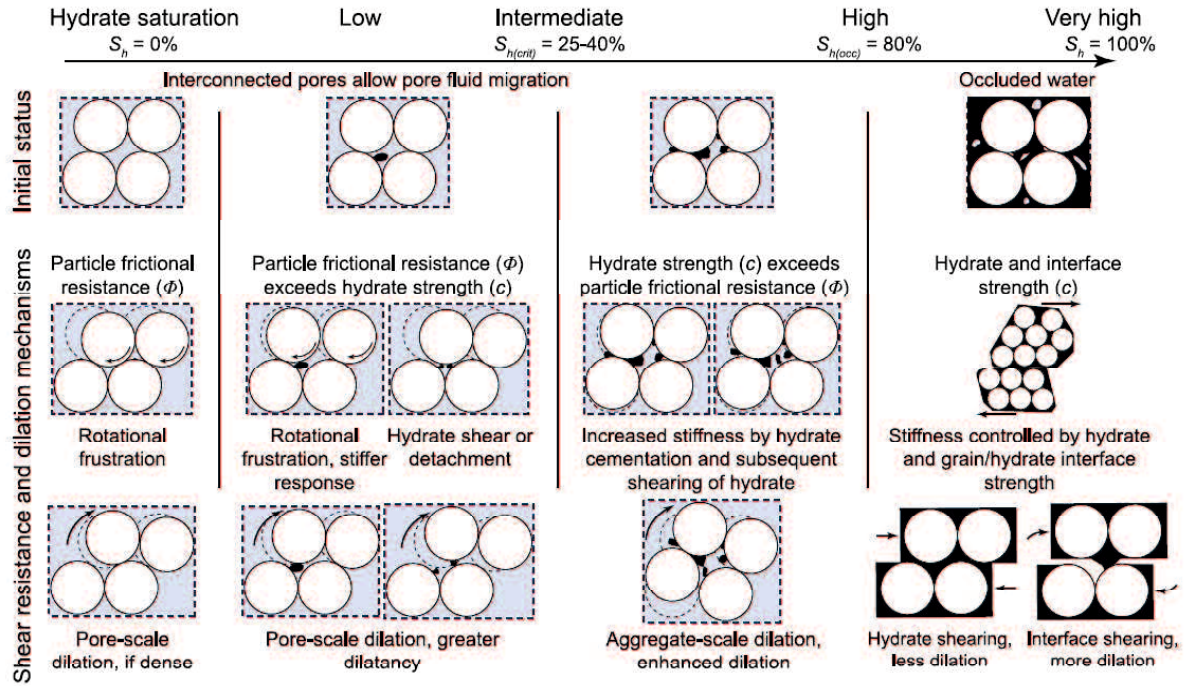


図 1-21 ハイドレート胚胎土のせん断強度の発現メカニズム (Waite et al., 2009)

1.5.2 メタンハイドレート胚胎土中の細粒分に着目した研究

1.3 節で述べたように、メタンハイドレートが存在する深海底地盤はタービダイトで構成されているため、細粒分を含み、豊浦砂と比較するとほとんどの場合、平均粒径は小さいとされている（宮崎ら，2011）。Masui et al. (2008) は、この事実を考慮し、細粒分を含む7号および8号珪砂に対してメタンハイドレートを生成し、せん断試験を行い、基礎試錐「東海沖～熊野灘」で得られた天然コア試料の強度変形特性との比較を行っている。宮崎ら（2011）も、同じ母材を用いて実験を行い、せん断特性および分解特性を調べている。また、Yun et al. (2007) は、砂、シルト、粘土を母材としてそれぞれ用い、それらに対して種々のハイドレート飽和率となるようにテトラヒドロフランハイドレートを生成し、せん断試験を行っている。

Kingston et al. (2008) は、粒子形状や粒子サイズが、メタンハイドレート胚胎土の圧縮波速度やせん断波速度に及ぼす影響を調べている。その中で、粒径の異なる粒子が混在する場合、比較的に見て小さな粒子は図 1-22 のような働きをしていると考察している。小さな粒子の LBE（粒径；90~150 μm ）がハイドレートの中に内包され、大きな粒子の LBB（粒径；1.18~0.6mm）の固結に寄与する（図 1-22a）場合や、LBE と LBB の間にハイドレートが存在し、固結構造が発達する場合（図 1-22b）があると述べている。

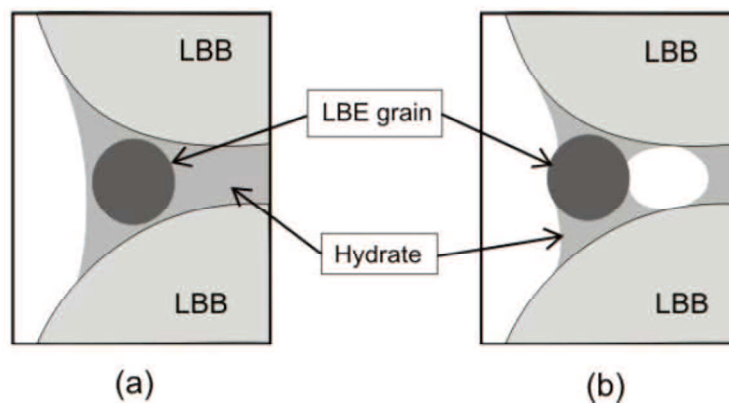


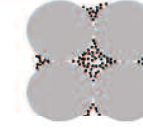
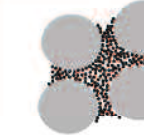



図 1-22 小さな粒子がハイドレート胚胎土の固結に及ぼす影響（Kingston et al., 2008）

Masuda et al. (2018) は、ハイドレート胚胎土中に粘土やシルトなどの細粒分がどの程度含まれるかによって、浸透特性が砂と細粒分のどちらに支配されるかは変化し、また、ガス生産中に起こり得る地盤工学的現象も異なると述べている（表 1-2）。メタンハイドレート生産中の、水やガスといった流体の流れに伴う細粒分の移動や、間隙の閉塞の起こりやすさは、土中の間隙のサイズに対する細粒分の相対的なサイズに依存する（Jung et al., 2012）。そして、細粒分が移動し流路の閉塞が誘発されると、過剰間隙圧の発生が起こり得る。

< 第 1 章 序論 >

表 1-2 土の種類が力学特性および生産中の工学的現象におよぼす影響 (Masuda et al., 2018)

	Clean sand		Sand with some fines		Transition sediment		Silty or clayey sand		Silt or clay	
	Sand	Fines	Sand	Fines	Sand	Fines	Sand	Fines	Sand	Fines
	100 %	0 %	> 93%	< 7%	~85%	~15%	< 85 %	> 15%	0 %	100 %
Sediment fabric	 $d_{pore} \sim 0.4 d_{gram}$								 $d_{pore} = \frac{2n}{(1-n)S_p}$	
Sediment properties (without hydrates)	Stiffness, strength, and hydraulic conductivity: sand controlled		Stiffness, strength: sand controlled Hydraulic conductivity: fines may affect		Stiffness and strength: sand controlled Hydraulic conductivity: fines controlled		Stiffness, strength, and hydraulic conductivity: fines controlled			
Hydrate habit	$S_h < 20\%$ Pore filling $S_h > 40\%$ Frame building						Finely disseminated, nodules, layers, lenses			
Reservoir	Mallik Mackenzie Delta (Canada), Mount Albert (Alaska), Nankai Trough (Japan)						Blake Ridge (SC), KG Basin (India), Gulf of Mx (LA), East Sea (Korea), Hydrate Ridge (OR)			
	$S_{hyd} < \sim 0.8$						$S_{hyd} < 0.1-0.25$			
Gas production: Potential phenomena	sand production		clogging (implications may include high excess fluid pressure and gas driven fractures), sand production				high excess fluid pressure, gas driven fractures, high volumetric strain			

1.5.3 メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性に関する研究

メタンハイドレートの長期的および継続的な生産が望まれている中で、例えば10年以上のメタンハイドレート層の力学挙動を評価する必要性が生じた場合、その時間依存性（粘弾性的性質）挙動に対して十分に配慮しなければならない（宮崎ら，2007）。生産井の掘削速度やメタンハイドレートの分解速度が異なると、速度に応じた力学特性を示す可能性がある。また、分解後やせん断後の一定応力下におけるクリープ挙動を理解することも重要である。メタンハイドレート胚胎土の強度のひずみ速度依存性は、氷やメタンハイドレートよりも小さく、凍結砂と同程度であり、岩石やモルタルよりも大きいことが明らかとなっている（宮崎ら，2007）。また、メタンハイドレート飽和率が大きいほど時間依存性が大きいことも確認されている（宮崎ら，2008）。さらに、宮崎ら

（2009）は、時間依存性挙動で重要とされているクリープ特性についても実験的に調べ、定ひずみ速度試験結果と密接な関係にあることを述べている。以上のことから、メタンハイドレート堆積層の力学挙動を評価する上で、時間依存性挙動の把握は無視できない。Miyazaki et al. (2011) が行った実験によると、メタンハイドレートを含まない土のみにおいては、ひずみ速度依存性が表れないが、メタンハイドレート胚胎土は、ひずみ速度が大きいほど強度が高くなる傾向が確認されている（図1-23）。強度のひずみ速度依存性を評価するのに、強度がひずみ速度の m 乗に比例するという仮定を設けて近似することが多く、飽和砂供試体では、 $m=0.009$ であることが報告されている（宮崎ら，2007）。図のメタンハイドレート胚胎土の結果についても同様の方法で近似しており、近似線の m の値は 0.071 である（Miyazaki et al., 2011）。これまでに行われた、氷や凍結砂、そしてハイドレート胚胎土の実験結果について、パラメータ m を整理すると表1-3のようになる

（Miyazaki et al., 2011）。このように、パラメータ m は時間依存性の評価に用いられている。また、宮崎ら（2009）、Miyazaki et al. (2011) によると、クリープひずみ速度（クリープひずみの時間微分）とクリープ時間の関係は両対数グラフにおいて直線関係にあると述べている（図1-24）。

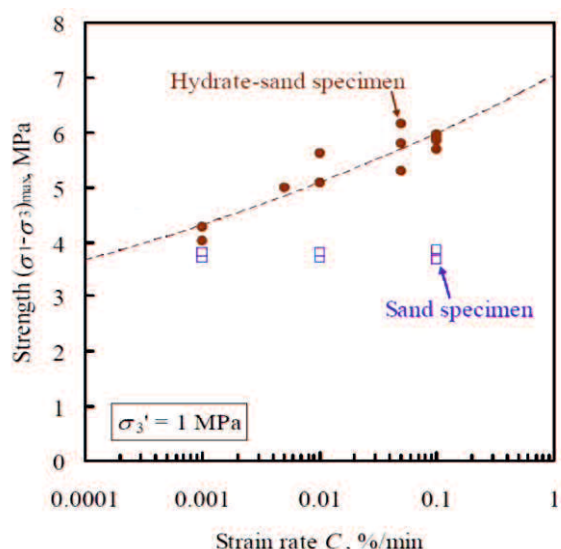


図1-23 せん断強度とひずみ速度の関係
(Miyazaki et al., 2011)

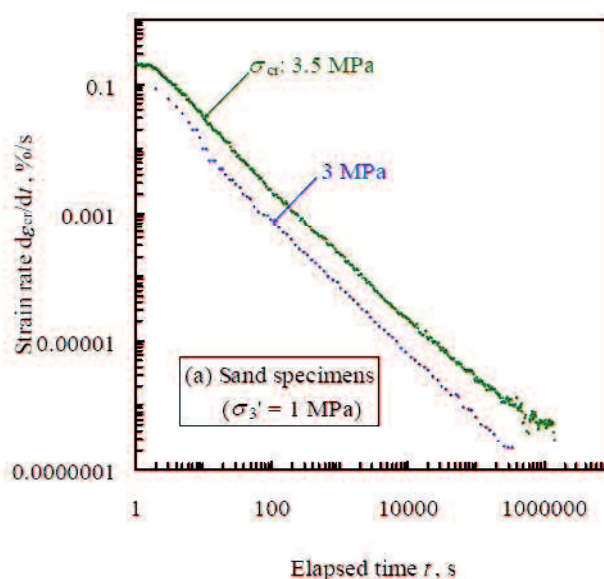


図1-24 クリープひずみ速度と時間の関係
(Miyazaki et al., 2011)

< 第 1 章 序論 >

表 1-3 ひずみ速度依存性に関する既往の研究 (Miyazaki et al., 2011)

Author(s)	Material	Loading condition	Temperature, °C	Strain rate, s ⁻¹	<i>m</i>
Hawkes & Mellor (1972)	Polycrystalline ice	Uniaxial compression	-7	10 ⁻³ to 10 ⁻²	0.16
		Uniaxial tension	-7	10 ⁻³ to 10 ⁰	-
Jones (1982)	Polycrystalline ice	Triaxial compression	-11	10 ⁻⁷ to 10 ⁻¹	0.25
		Uniaxial compression	-11	10 ⁻⁷ to 10 ⁻¹	0.2
Cole (1987)	Polycrystalline ice	Uniaxial compression	-5	10 ⁻⁷ to 10 ⁻¹	0.23
Jones (1997)	Freshwater ice	Uniaxial compression	-11	10 ⁻¹ to 10 ¹	0.15
	Baltic sea ice	Uniaxial compression	-11	10 ⁻¹ to 10 ¹	0.19
Hyodo et al. (2005)	Compressed granular methane hydrate	Triaxial compression	-30	1.67×10 ⁻⁶ to 1.67×10 ⁻⁵	-
Parameswaran (1980)	Frozen saturated Ottawa sand	Uniaxial compression	-6	10 ⁻⁷ to 10 ⁻²	0.073
			-10	10 ⁻⁷ to 10 ⁻²	0.071
			-15	10 ⁻⁷ to 10 ⁻²	0.079
Sayles & Epanchin (1966)	Frozen saturated Ottawa sand	Uniaxial compression	-3	1.67×10 ⁻⁴ to 2×10 ⁻²	0.105
			-6.5	1.67×10 ⁻⁴ to 2×10 ⁻²	0.092
			-10	1.67×10 ⁻⁴ to 2×10 ⁻²	0.094
Sayles (1974)	Frozen saturated Ottawa sand	Triaxial compression	-3.85	1.67×10 ⁻⁵ to 1.67×10 ⁻²	0.1
Parameswaran & Jones (1981)	Frozen saturated Ottawa sand	Triaxial compression	-12	10 ⁻⁵ to 10 ⁻²	0.08
Parameswaran et al. (1989)	Frozen sand containing THF hydrate	Uniaxial compression	-6	10 ⁻⁶ to 10 ⁻³	0.01

1.5.4 メタンハイドレート胚胎土の構成モデル

メタンハイドレート生産中に生じる、海底地盤の様々な変化を事前に予測するため、メタンハイドレートを含む海底地盤の力学挙動を正確に予測できる数値シミュレータの開発が求められている。シミュレータを開発する上で、その地盤の構成モデルの選定が極めて重要であるとされている。

数々の実験成果を踏まえ、これまでもメタンハイドレートを含む土の力学挙動を予測する構成モデルが幾つか提案されている。Klar et al. (2010) は、Mohr-Coulomb(MC) モデルをメタンハイドレートの増加によるダイレイタンス挙動を考慮できるように発展させている。Pinkert and Grozic (2014) , Pinkert et al. (2015) は、MC モデルをもとにせん断中のひずみ軟化挙動を表現できる構成モデルを提案している。宮崎ら (2008) は実験事実をもとにハイドレート含有砂のひずみ速度依存性を表現可能な構成式を構築している。また、Miyazaki et al. (2012) は、Duncan-Chang モデルをもとに非線形弾性構成モデルを提案している。Kimoto et al. (2004, 2007) は、Original Cam-Clay モデル (Roscoe et al., 1958) を基礎においた MH 含有砂の弾粘塑性構成モデルを提案し、非排水条件下の力学挙動を予測している。Sultan and Garziglia (2011) は、Modified Cam-clay (MCC) モデル (Roscoe and Burland, 1968) の中に、メタンハイドレート飽和率をパラメータとして導入した構成モデルを提案している。Uchida et al. (2012, 2016) もまた、MCC モデルをもとに MH 含有砂の力学特性を表現可能な弾塑性構成モデルを提案している。Yoneda et al. (2011) は、MCC モデルに Hashiguchi et al. (1977) の下負荷面を導入し、メタンハイドレートによる固結力を内部応力という指標を用いて評価し、この大きさが温度、間隙圧に依存できるように定式化している。

構成モデルの役割として、メタンハイドレートを含むことによる力学特性の変化や時間依存特性を表現できるかが重要となる (表 1-4)。メタンハイドレート胚胎土の力学特性や時間依存特性を包括的に評価できる構成モデルは少なく、いずれのモデルもメタンハイドレート堆積地盤のように様々な種類の土で構成されている地盤に対して適用できるかという検討までには至っていない。

表 1-4 メタンハイドレート胚胎土の構成モデルに関する研究

Author(s)	Based model	Behavior enhanced by MH			
		Strength	Dilatancy	Softening	Time dependency
Klar et al. (2010)	Mohr-Coulomb Model	Yes	Yes	No	No
Pinkert and Grozic (2014) Pinkert et al. (2015)	Mohr-Coulomb Model	Yes	Yes	Yes	No
Miyazaki et al. (2008)	—	Yes	No	Yes	Yes
Miyazaki et al. (2012)	Duncan-Chang Model	Yes	No	No	No
Kimoto et al. (2004, 2007)	Original Cam-clay Model	Yes	Yes	Yes	Yes
Sultan and Garziglia (2011)	Modified Cam-clay Model	Yes	Yes	Yes	No
Yoneda et al. (2011)	Modified Cam-clay Model	Yes	Yes	Yes	No
Uchida et al. (2012, 2016)	Modified Cam-clay Model	Yes	Yes	Yes	No

1.6 本論文の目的と構成

1.6.1 本論文の目的

天然ガス資源の1つであるメタンハイドレートが、日本近海に相当量賦存していることが明らかとなり、東部南海トラフを中心に研究開発が行われている。今後の商業化に向けて、安全かつ経済的に生産するための技術確立が急務となっている中、メタンハイドレート堆積地盤の力学特性を解明するための実験的検討、構成モデルの開発が精力的に行われてきた。一方で、東部南海トラフの地盤の構成は砂泥互層となっており、砂層と泥層が幾重に重なり合っているため、地盤を構成している粒度がその地盤の力学特性を担っているといえる。そのため、複雑な力学挙動を示す土として捉えなければならない。生産シミュレータの一部でもある構成モデルは、力学試験をもとに構築されているため、実験試料が実地盤の土をいかに再現できているかが重要となる。しかし、メタンハイドレートが存在する実地盤を構成している土の粒度に着眼点を置いた既往研究は少ない現状にある。したがって、これらの研究成果から得られた知見が実地盤の解釈にそのまま適用できるとは一概にはいえない。安全なメタンハイドレートの生産を行うためには、実地盤の力学特性を正確に把握しておく必要があり、それらを精度良く予測できる構成モデルの開発が求められている。本研究の目的は、メタンハイドレート濃集層地盤から採取された天然コア試料のデータに基づいて、実地盤の粒度および鉱物組成を模擬したメタンハイドレート濃集層模擬試料を作製し、実地盤に存在するメタンハイドレート胚胎土の力学特性を調べ、それらを包括的にかつ精度良く予測できる構成モデルを構築することにある。以下、検討事項を示す。詳細は次節にて後述する。

<実験的検討>

実地盤の粒度を有するメタンハイドレート胚胎土に対して等方圧密試験、三軸圧縮試験およびせん断クリープ試験を実施し、力学特性および時間依存特性を評価する。また、粒度特性の1つである細粒分含有率に着目し、細粒分がメタンハイドレート胚胎土の強度変形特性に及ぼす影響を調べる。

<解析的検討>

実験的検討で得られた知見に基づいて、メタンハイドレート胚胎土の力学特性を包括的に精度良く予測できる弾粘塑性構成モデルの開発を行う。

<第1章 序論>

1.6.2 本論文の構成

本論文は以下の6章から構成される。また、図1-25に本論文の構成を示す。

第1章	序論
第2章	東部南海トラフにおけるメタンハイドレート濃集層地盤の模擬試料と圧縮特性
第3章	メタンハイドレート胚胎土の三軸せん断特性
第4章	メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性
第5章	メタンハイドレート胚胎土の弾粘塑性構成モデル
第6章	結論

各章の要点を以下に示す。

<第1章 序論>

昨今の日本および世界におけるエネルギー事情を概観し、メタンハイドレート研究開発に至った経緯、そして国内外のメタンハイドレート研究の歴史について概説した。また、メタンハイドレートの化学的性質から、メタンハイドレートが存在可能な地域について言及し、現在までに明らかとなっているメタンハイドレート資源量について説明した。次に、世界各地で採取されたメタンハイドレートの産状および研究開発の中心となっている東部南海トラフ域の地盤の地質学的特徴を紹介した。さらに、提案されているメタンハイドレートの生産方法と、生産時に起こり得る工学的課題について取り上げ、メタンハイドレート堆積土の力学特性に関する既往の研究成果と、提案されている構成モデルについてまとめた。最後に本論文の目的と構成を示した。

<第2章 東部南海トラフにおけるメタンハイドレート濃集層地盤の模擬試料と圧縮特性>

東部南海トラフにおける基礎試錐試験で採取された天然コア試料のデータより、メタンハイドレート濃集層の地盤は幅広い粒度で構成されていることが明らかとなった。そこで実地盤の粒度および鉱物組成を考慮し、東部南海トラフのメタンハイドレート濃集層堆積土を模擬した試料を作製し、メタンハイドレート胚胎土の等方圧密除荷試験を行った。メタンハイドレート生産時における地盤内の応力変化に伴う、土の圧縮特性を明らかにし、圧縮除荷特性を規定するパラメータを導出した。次に、圧密時のクリープ変形について調べ、クリープ変形の起因について考察した。最後に、メタンハイドレートのセメンテーションが圧縮特性に及ぼす影響について定量的な評価を行った。

<第3章 メタンハイドレート胚胎土の三軸せん断特性>

第1回海洋産出試験地域の地盤を模擬した試料に加え、第2章と同様の実験試料を用いて三軸圧縮試験を実施し、メタンハイドレート胚胎土のせん断特性を明らかにした。また、模擬試料と天然コア試料のせん断試験結果の比較を行い、模擬試料の実地盤に対する再現性を確認した。次に、土中の細粒分がその土のせん断特性に及ぼす影響について調べ、メカニズムについて考察した。続いて、弾粘塑性構成モデルに導入する構成則およびパラメータの導出に向けて、メタンハイドレート

<第1章 序論>

のセメンテーションによる強度増加を定量的に評価することを試みた。さらに、メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンス特性について考察した。最後に、メタンハイドレート胚胎土の限界状態の評価を行った。

<第4章 メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性>

メタンハイドレートの長期生産を想定して、メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性を明らかにすることを試みた。第2章および第3章と同様の実験試料に対して、ひずみ速度の異なるせん断試験を行い、強度特性に及ぼすひずみ速度の影響について調べた。次に、せん断クリープ試験を実施し、メタンハイドレート胚胎土のクリープ特性を考察した。それに基づき、弾粘塑性構成モデルの構築に必要なメタンハイドレート胚胎土の時間依存性挙動を定式化した。

<第5章 メタンハイドレート胚胎土の弾粘塑性構成モデル>

第2章から第4章で実施した、メタンハイドレート胚胎土の力学試験から得られた知見に基づき、メタンハイドレート胚胎土の粒度の違いによる力学特性の変化、時間依存特性を表現可能な弾粘塑性構成モデルの構築を試みた。そして、天然コア試料に対するせん断試験シミュレーションを行い、提案する構成モデルの有用性を検証した。また、ひずみ速度の異なるせん断試験およびせん断クリープ試験をシミュレーションできることを確認した。

<第6章 結論>

各章で得られた知見をまとめ、結論とした。

<第1章 序論>

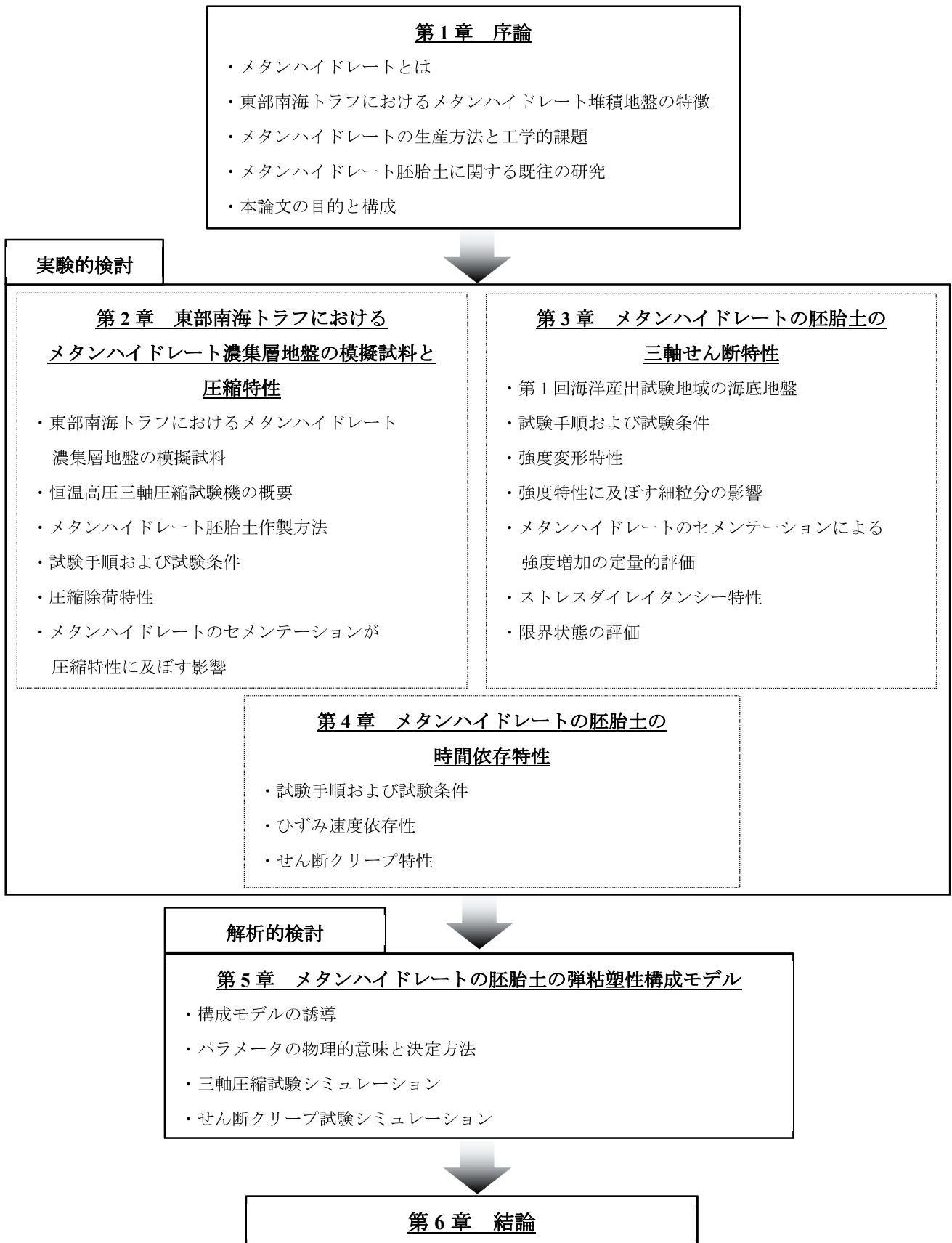


図 1-25 本論文の構成

【参考文献】

- (1) Bouma, A. H. : Sedimentology of Some Flysch Deposits, A Graphical Approach to Facies Interpretation, Elsevier Pub. Co., p.168, 1962.
- (2) Chen, L., Yamada, H., Kanda, Y., Okajima, J., Komiya, A., Maruyama, S. : Investigation on the dissociation flow of methane hydrate cores: Numerical modeling and experimental verification. *Chemical Engineering Science*, 163, pp.31–43, 2017.
- (3) Cyranoski, D. : Japanese test coaxes fire from ice. *Nature*, 496(7446), pp.409–409, 2013.
- (4) Dai, S., Santamarina, J. C., Waite, W. F., Kneafsey, T. J. : Hydrate morphology: Physical properties of sands with patchy hydrate saturation. *Journal of Geophysical Research B: Solid Earth*, 117(11), 2012.
- (5) Fujii, T. : Resource Assessment of Methane Hydrate by Applying a Probabilistic Approach in the Eastern Nankai Trough, Japan. *Chigaku Zasshi (Journal of Geography)*, 118(5), pp.814–834, 2009.
- (6) Fujii, T., Suzuki, K., Takayama, T., Tamaki, M., Komatsu, Y., Konno, Y., Nagao, J. : Geological setting and characterization of a methane hydrate reservoir distributed at the first offshore production test site on the Daini-Atsumi Knoll in the eastern Nankai Trough, Japan. *Marine and Petroleum Geology*, 66, pp.310–322, 2015.
- (7) Hyodo, M., Yoneda, J., Yoshimoto, N., Nakata, Y. : Mechanical and dissociation properties of methane hydrate-bearing sand in deep seabed. *Soils and Foundations*, 53(2), pp.299–314, 2013.
- (8) International Energy Agency : World Energy Outlook 2017, p.4, 2017.
- (9) Jung, J. W., Jang, J., Santamarina, J. C., Tsouris, C., Phelps, T. J., Rawn, C. J. : Gas production from hydrate-bearing sediments: The role of fine particles. *Energy and Fuels*, 26(1), pp.480–487, 2012.
- (10) Katz, D.L., Cornell, D., Kobayashi, R., Poettmann, F.H., Vary, J.A., Elenblass, J.R. and Weinaug, C.F.: Handbook of Natural Gas Engineering. *McGraw-Hill*, New York, USA, 1959.
- (11) Kimoto, S., Oka, F., Higo, Y. : Strain localization analysis of elasto-viscoplastic soil considering structural degradation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 193, pp.2845–2866, 2004.
- (12) Kimoto, S., Oka, F., Fushita, T., Fujiwaki, M. : A chemo-thermo-mechanically coupled numerical simulation of the subsurface ground deformations due to methane hydrate dissociation. *Computers and Geotechnics*, 34(4), pp.216–228, 2007.
- (13) Kingston, E., Clayton, C., Priest, J., Best, A. : Effect of grain characteristics on the behaviour of disseminated methane hydrate bearing sediments. *Proceedings of the 6th International Conference on Gas Hydrates*, pp.1–9, 2008.
- (14) Klar, A., Soga, K., Ng, M. Y. A. : Coupled deformation–flow analysis for methane hydrate extraction. *Géotechnique*, 60(10), pp.765–776, 2010.

- (15) Kleinberg, R. L., Flaum, C., Griffin, D. D., Brewer, P. G., Malby, G. E., Peltzer, E. T., Yesinowski, J. P. : Deep sea NMR: Methane hydrate growth habit in porous media and its relationship to hydraulic permeability, deposit accumulation, and submarine slope stability. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 108(B10), 2003.
- (16) Kobayashi, H. : Methane Hydrate - The Future Energy Resource. *Shigen-to-Sozai*, 112(14), pp.993–1004, 1966.
- (17) Konno, Y., Fujii, T., Sato, A., Akamine, K., Naiki, M., Masuda, Y., Nagao, J. : Key Findings of the World's First Offshore Methane Hydrate Production Test off the Coast of Japan: Toward Future Commercial Production. *Energy and Fuels*, 31(3), pp.2607–2616, 2017.
- (18) Kvenvolden, K. A. : Methane hydrate - A major reservoir of carbon in the shallow geosphere? *Chemical Geology*, 71(1-3), pp.41–51, 1988.
- (19) Kvenvolden, K. A. : Gas Hydrates - Geological Perspective and Global Change. *Reviews of Geophysics*, 31(2), pp.173–187, 1993.
- (20) Makogon, Y. F. : Natural gas hydrates - A promising source of energy. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, 2(1), pp.49–59, 2010.
- (21) Masuda, Y., Yamamoto, K., Tadaaki, S., Ebinuma, T., Nagakubo, S., Corporation, M. N. : Japan ' s Methane Hydrate R & D Program Progresses to Phase 2. *Fire in the Ice*, 9(4), pp.1–28, 2018.
- (22) Masui, A., Miyazaki, K., Haneda, H., Ogata, Y., Aoki, K. : Mechanical Characteristics of Natural and Artificial Gas Hydrate Bearing Sediments. *International Conference on Gas Hydrates (ICGH)*, pp.6–13, 2008.
- (23) Matsumoto, R. : Methane Hydrate as an Unconventional Natural Gas Resource, *Shigen-to-Sozai (Journal of Mining and Materials)*, 108(7), pp.511–520, 1992.
- (24) Matsumoto, R. : Feasibility of methane hydrate under the sea as a natural gas resource. *Journal of the Japanese Association for Petroleum Technology*, 60(2), pp.147–156, 1995.
- (25) Matsumoto, R. : Recent studies on gas hydrates-Gas hydrates as energy resources. *Bulletin of Glaciological Research*, 59(1), pp.41–44, 1997.
- (26) Matsumoto, R. : A prospect of gas hydrate science in sedimentology-Paradigm for understanding of earth environ. *Journal of the Sedimentological Society of Japan*, 58, pp.45–56, 2004.
- (27) Matsumoto, R. : Overview of Gas Hydrate: Impact of the Discovery of a Large Ice-like Carbon Reservoir under the Seafloor. *Chigaku Zasshi (Journal of Geography)*, 118(1), pp.7–42, 2009.
- (28) Milkov, A. V., Sassen, R. : Economic geology of offshore gas hydrate accumulations and provinces. *Marine and Petroleum Geology*, 19(1), pp.1–11, 2002.

- (29) Miyazaki, K., Masui, A., Sakamoto, Y., Haneda, H., Ogata, Y., Aoki, K., Yamaguchi, T., Okubo, S. : Strain Rate Dependency of Sediment Containing Synthetic Methane Hydrate in Triaxial Compression Test. *Journal of MMIJ*, 123(11), pp.537–544, 2007.
- (30) Miyazaki, K., Masui, A., Yamaguchi, T., Sakamoto, Y., Haneda, H., Ogata, Y., Aoki, K., Okubo, S. : Strain Rate Dependency of Peak and Residual Strength of Sediment Containing Synthetic Methane Hydrate. *Journal of MMIJ*, 124(10/11), pp.619–625, 2008.
- (31) Miyazaki, K., Masui, A., Haneda, H., Ogata, Y., Aoki, K., Yamaguchi, T. : Variable-Compliance-Type Constitutive Model for Methane Hydrate Bearing Sediment. *Proceedings of the 6th International Conference on Gas Hydrates (ICGH 2008)*, Vancouver, British Columbia, Canada, 2008.
- (32) Miyazaki, K., Yamaguchi, T., Sakamoto, Y., Haneda, H., Ogata, Y., Aoki, K., Okubo, S. : Creep of Sediment Containing Synthetic Methane Hydrate. *Journal of MMIJ*, 125(4), pp.156–164, 2009.
- (33) Miyazaki, K., Yamaguchi, T., Sakamoto, Y., Tenma, N., Ogata, Y., Aoki, K. : Effect of Confining Pressure on Mechanical Properties of Sediment Containing Synthetic Methane Hydrate. *Journal of MMIJ*, 126(7), pp.408–417, 2010.
- (34) Miyazaki, K., Sakamoto, Y., Kakumoto, M., Tenma, N., Aoki, K., Yamaguchi, T. : Triaxial Compressive Properties of Artificial Methane-Hydrate-Bearing Sediments Containing Fine Fraction. *Journal of MMIJ*, 127(9), pp.565–576, 2011.
- (35) Miyazaki, K., Yamaguchi, T., Sakamoto, Y., Aoki, K. : Time-dependent behaviors of methane-hydrate bearing sediments in triaxial compression test. *International Journal of the JCRM*, 7(1), pp.43–48, 2011.
- (36) Miyazaki, K., Tenma, N., Aoki, K., Yamaguchi, T. : A nonlinear elastic model for triaxial compressive properties of artificial methane-hydrate-bearing sediment samples. *Energies*, 5(10), pp.4057–4075, 2012.
- (37) Miyazaki, K., Endo, Y., Tenma, N., Yamaguchi, T. : Constitutive Equation for Triaxial Compression Creep of Artificial Methane-Hydrate-Bearing Sand by. *Journal of MMIJ*, 131(2), pp.47–55, 2015.
- (38) Nagakubo, S. : Methane Hydrate as a Domestic Energy Resource: Japan's Methane Hydrate R&D Program. *Chigaku Zasshi (Journal of Geography)*, 118(5), pp.758–775, 2009.
- (39) Nakamizu, M., Namikawa, T., Ochiai, K., Tsuji, Y. : Efforts heading for production of methane from methane hydrate resources -An outline of METI Exploratory Test Well “Nankai Trough” and future research program and development plan-. *Journal of the Japanese Association for Petroleum Technology*, 69(2), pp.214–221, 2004.
- (40) Ning, F., Yu, Y., Kjelstrup, S., Vlugt, T. J. H., Glavatskiy, K. : Mechanical properties of clathrate hydrates:

status and perspectives. *Energy & Environmental Science*, 5(5), pp.6779-6795, 2012.

- (41) Nixon, M. F., Grozic, J. L. : Submarine slope failure due to gas hydrate dissociation: a preliminary quantification. *Canadian Geotechnical Journal*, 44(3), pp.314–325, 2007.
- (42) Pinkert, S., Grozic, J. L. H. : Prediction of the mechanical response of hydrate-bearing sands, *Journal of Geophysical Research : Solid Earth*, 119, pp.4695–4707, 2014.
- (43) Pinkert, S., Grozic, J. L. H., Priest, J. A. : Strain-Softening Model for Hydrate-Bearing Sands, *International Journal of Geomechanics*, 15(6), pp.1–6, 2015.
- (44) Roscoe, K. H., A. N. Schofield, C. P. Wroth : On the yielding of soils, *Geotechnique*, 8(1), 22–53, 1958.
- (45) Roscoe, K. H., and J. B. Burland : On the Generalized Stress-Strain Behavior of ‘Wet’ Clay, *Cambridge Univ. Press*, Cambridge, U. K., 1968.
- (46) Sato, M., Maekawa, T., Okuda, Y. : Estimation of amount of methane and resources of natural gas hydrates in the world and around Japan. *Journal of Geological Society of Japan*, 102(11), pp.959–971, 1996.
- (47) Sloan D.E. : Clathrate Hydrate of Natural Gases, *Marcel Dekker, Inc.*, New York, p.641, 1990.
- (48) Sultan, N., Garziglia, S. : Geomechanical Constitutive Modeling of Gas-hydrate-bearing Sediments, *Proceeding of the 7th International on Gas Hydrate (ICGH 2011)*, Edinburgh, Scotland, United Kingdom, 2011.
- (49) Suzuki, K., Ebinuma, T., Narita, H. : Features of Methane Hydrate-bearing Sandy-sediments of the Forearc Basin along the Nankai Trough: Effect on Methane Hydrate-Accumulating Mechanism in Turbidite, *Chigaku Zasshi (Journal of Geography)*, 118(5), pp.899–912, 2009.
- (50) Takahashi, H., Yonezawa, T., Takedomi, Y. : Exploration for natural hydrate in Nankai-Trough wells offshore Japan. *Journal of the Japanese Association for Petroleum Technology*, 66(6), pp.652–665, 2001.
- (51) Takahashi, H., Tsuji, Y.: Multi-well exploration program in 2004 for natural hydrate in the Nankai-Trough offshore Japan, *Offshore Technology Conference*, Houston, Texas, USA, pp.2-5, 2005.
- (52) Tsuji, Y., Ishida, H., Nakamizu, M., Matsumoto, R., Shimizu, S. : Overview of the MITI Nankai Trough wells: A milestone in the evaluation of methane hydrate resources, *Resource Geology*, 54(1), pp.3–10, 2004.
- (53) Uchida, T., Hirano, T., Mae, S., Narita, H. : Raman spectroscopic analysis on artificial methane hydrates, *Journal of Geological Society of Japan*, 102(11), pp.983–988, 1996.
- (54) Uchida, T., Lu, H., Tomaru, H., Matsumoto, R., Senoh, O., Oda, H., Okada, S., Delwiche, M., Dallimore, S. R. : Subsurface occurrence of natural gas hydrate in the Nankai Trough area: Implication for gas hydrate concentration. *Resource Geology*, 54(1), pp.35–44, 2004.

<第1章 序論>

- (55) Uchida, S., Soga, K., Yamamoto, K. : Critical state soil constitutive model for methane hydrate soil. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 117(3), 2012.
- (56) Uchida, S., Xie, X. G., Leung, Y. F. : Role of critical state framework in understanding geomechanical behavior of methane hydrate-bearing sediments. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 121(8), pp.5580–5595, 2016.
- (57) Waite, W. F., Winters, W. J., Mason, D. H. : Methane hydrate formation in partially water-saturated Ottawa sand. *American Mineralogist*, 89, pp.1202–1207, 2004.
- (58) Waite, W. F., Santamarina, J. C., Cortes, D. D., Dugan, B., Espinoza, D. N., Germaine, J., Jang, J., Jung, J.W., Kneafsey, T. J., Shin, H., Soga, K., Winters, W. J., Yun, T.-S. : PHYSICAL PROPERTIES OF HYDRATE-BEARING SEDIMENTS. *Review of Geophysics*, 47, pp.1–38., 2009.
- (59) Xu, W., Germanovich, L. N. : Excess pore pressure resulting from methane hydrate dissociation in marine sediments: A theoretical approach. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 111(1), pp.1–12, 2006.
- (60) Yamamoto, K. : Production Techniques for Methane Hydrate Resources and Field Test Programs. *Chigaku Zasshi (Journal of Geography)*, 118, pp.913–934, 2009.
- (61) Yamamoto, K. : Overview and introduction: Pressure core-sampling and analyses in the 2012-2013 MH21 offshore test of gas production from methane hydrates in the eastern Nankai Trough. *Marine and Petroleum Geology*, 66, pp.296–309, 2015.
- (62) Yoneda, J., Hyodo, M., Nakata, Y., Yoshimoto, N. : Triaxial Shear Characteristics of Methane Hydrate-bearing Sediment in the Deep Seabed. *Journal of Japan Society of Civil Engineers*, 66(4), pp.742–756, 2010.
- (63) Yun, T. S., Santamarina, C. J., Ruppel, C. : Mechanical properties of sand, silt, and clay containing tetrahydrofuran hydrate. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 112(4), pp.1–13, 2007.
- (64) 内田努 : 最近の Gas Hydrate 研究の動向, 高圧力の科学と技術, 18(2), 2008.
- (65) 海老沼孝朗, 鈴木清史, 山本佳孝, 香月大輔 : メタンハイドレート資源開発の最新動向 4. メタンハイドレート層のコア層解析とコア物性試験, 地盤工学会誌, 57(12), pp.50-57, 2009.
- (66) 奥田義久 ; 天然ガスハイドレートの探査と開発への展望, 日本エネルギー学会誌, Vol.72, 6, pp425-435, 1993.
- (67) 環境省 : 環境白書 2017, 第 1 部総合的な施策等に関する報告, 第 1 章地球環境の限界と持続可能な開発目標 (SDGs),
<http://www.env.go.jp/policy/hakusyo/h29/html/hj17010102.html> (参照 2018 年 4 月)
- (68) 経済産業省 資源エネルギー庁 : エネルギー白書 2017, 第 2 部エネルギー動向, 第 1 章国内エネルギー動向, pp.134-198, 2017.
- (69) 経済産業省 資源エネルギー庁 : エネルギー白書 2017, 第 2 部エネルギー動向, 第 2 章国際エネルギー

<第1章 序論>

ギー動向, pp.199-248, 2017.

- (70) 経済産業省 資源エネルギー庁: エネルギー白書 2017, 第3部 2016 (平成28)年度においてエネルギー供給需要に関して講じた施策の状況, 第1章 安定的な資源確保のための総合的な政策の推進, pp.253-262, 2017.
- (71) 佐伯龍男: メタンハイドレートの探査・資源量評価技術, 日本マリンエンジニアリング学会誌, 50(5), pp.58-63, 2015.
- (72) 鈴木清史, 榊井明, 宮崎晋行; メタンハイドレート資源開発の最新動向 5. メタンハイドレート胚胎層の力学特性と生産に伴う変化, 地盤工学会誌, 58(1), pp.118-124, 2010.
- (73) 松本良: 堆積学におけるガスハイドレート科学の展望—地球環境科学のパラダイム—, 堆積学研究, 58, pp.45-56, 2004.
- (74) メタンハイドレート資源開発研究コンソーシアム, <http://www.mh21japan.gr.jp/> (参照 2018年4月)
- (75) メタンハイドレート資源開発研究コンソーシアム: フェーズ1 総括成果報告書, 2008.
- (76) 安田尚登: 掘削コアにみるメタンハイドレート胚胎層の堆積学的特徴, 土と基礎, 63(2), pp.10-13, 2015.
- (77) 山本佳孝: 海底に眠る炭素資源の利用—メタンハイドレート—, 日本海水学会誌, 67(2), pp.92-100, 2013.

第2章 東部南海トラフにおけるメタンハイドレート濃集層地盤の模擬試料と圧縮特性

2.1 概説

第1章でも述べたように、生産開発のターゲットとなっている孔隙充填型メタンハイドレートは砂の間隙を埋める形で存在している（高橋ら，2001；中水ら，2004；Tsuji et al., 2004；Uchida et al., 2004；MH21 Research Consortium, 2008）。生産井掘削，メタンガス回収，廃坑といった一連のメタンハイドレート生産過程をたどる中で，海底地盤内では有効応力の変化や強度低下により圧密やせん断変形が生じ，複雑な地盤工学的問題を引き起こすことが懸念されている。したがって，メタンハイドレート生産を安全に実施するために，メタンハイドレート胚胎土の力学特性を把握することは非常に重要である。東部南海トラフ海域の深海底地盤はタービダイトから成る砂泥互層であるため，幅広い粒度で構成されている（鈴木ら，2009）。これまで，メタンハイドレート胚胎土の力学特性は，温度圧力環境や密度が同じであれば，メタンハイドレート飽和率に大きく支配されるとみなされてきた。しかし，メタンハイドレートを胚胎する母材の種類が異なる場合においても，その土の力学特性が変化することは十分に考えられる。

減圧法を使用してメタンハイドレート生産を実施した場合，地盤内の間隙圧減少に伴う有効応力の増加により，地盤では圧密現象が生じる。深海底地盤のような高圧環境下において，メタンハイドレート堆積土が圧密現象に伴って示す挙動は未だ不明である。高圧環境下で圧密が進行する場合，特に降伏応力を超えた正規圧密領域においては，粒子破碎やメタンハイドレート自体の変形，破壊が顕在化し，土の骨格構造が大きく変化することが考えられる。また，土の圧縮特性を把握することはその土の構成則を構築する上で重要な情報となる。

以上のことを踏まえ，東部南海トラフ域における深海底地盤の粒度を模擬した実験試料に対してメタンハイドレートを生成し，低温高圧環境を再現可能な三軸圧縮試験装置を用いて，メタンハイドレート胚胎土の等方圧密除荷試験を実施する。そして，土の種類やメタンハイドレート飽和率が圧縮特性に及ぼす影響を定量的に調べる。メタンハイドレート胚胎土の圧縮特性を考察することに加え，実験前後の粒度分布を比較し，圧密時の粒子破碎についても調べていく。

本節を概説とし，まず第2節では，本実験で使用する東部南海トラフの深海底地盤を模擬した実験試料を紹介する。次に第3節では，メタンハイドレートを生成可能な恒温高圧三軸圧縮試験機について説明する。続く第4節では，メタンハイドレート胚胎土作製方法および実験手順を示し，第5節で，試験条件について述べる。その後第6節において，等方圧密除荷試験結果を示し，メタンハイドレート胚胎土の圧縮特性について考察していく。最後の第7節をもって，本章で得られた知見を要約する。

2.2 東部南海トラフにおけるメタンハイドレート濃集層地盤の模擬試料

図 2-1 は、2004 年の基礎試錐「東海沖～熊野灘」から得られたデータを基に作成された、タービダイトの塊状級化部（赤）、平行葉理部（青）、斜交葉理部（橙）の代表的な粒径加積曲線を示している。本章では、この 3 つの試料を用いて実験を実施する。また、メタンハイドレートは図中ハッチングしてある箇所（0.05 mm から 0.2 mm）の粒度からなる土層内に多く含まれていることが明らかとなっており、メタンハイドレート濃集層と称される。各メタンハイドレート濃集層模擬試料を作製するために、9号・8号・7号・6号・R55 珪砂，カオリン，雲母を表 2-1 に示す配合割合で混合した。なお、本研究では、各試料の名前をその試料が有する細粒分含有率で表記する。平行葉理部，塊状級化部，斜交葉理部の細粒分含有率はそれぞれ、 $F_c=8.9\%$ ， $F_c=10.6\%$ ， $F_c=22.9\%$ である。また、写真 2-1 にはメタンハイドレート濃集層模擬試料と比較のために豊浦砂の粒子の顕微鏡写真を示している。写真から、豊浦砂は大きな粒子が均質に存在しているのに対し、メタンハイドレート濃集層模擬試料はいずれも大きな粒子と小さな粒子が混在している様子が見て取れる。

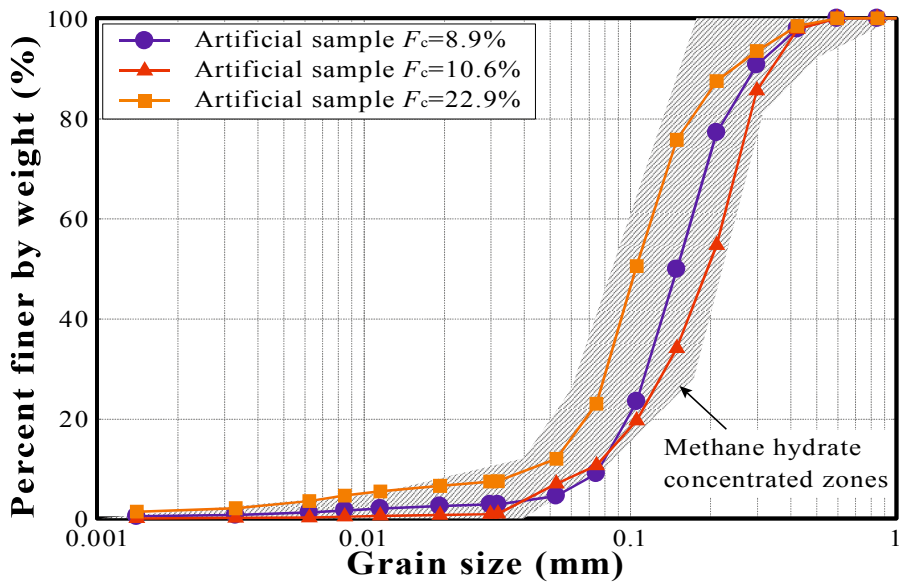


図 2-1 メタンハイドレート濃集層模擬試料の粒径加積曲線

表 2-1 メタンハイドレート濃集層模擬試料作製に使用する鉱物の配合割合

[%]

Sample name	Kaolin	Mica	No.9 Silica sand	No.8 Silica sand	No.7 Silica sand	No.6 Silica sand	R55
$F_c=8.9\%$	1	2	0	17	70	0	10
$F_c=10.6\%$	0	1	9	10	10	70	0
$F_c=22.9\%$	3	5	0	55	30	0	7



(a) 豊浦砂



(b) $F_c=8.9\%$



(c) $F_c=10.6\%$



(d) $F_c=22.9\%$

写真 2-1 メタンハイドレート濃集層模擬試料の顕微鏡写真

2.3 恒温高圧三軸圧縮試験機の概要

本研究では、深海底における応力および温度条件を再現し、低温および高圧状態で間隙圧、拘束圧を制御できる恒温高圧三軸試験機を使用した。写真 2-2(a)に試験機の外観を、写真 2-2(b)~(d)に試験機の特徴的な部分の外観をそれぞれ示している。また、図 2-2 は試験機の配管系統を示している。恒温高圧三軸試験機の各機器については以下のとおりである。

- (a) 供試体：供試体は $30\phi\times 60\text{mm}$ または $50\phi\times 100\text{mm}$ の円筒形凍結試料を用いることができる。本研究では $30\phi\times 60\text{mm}$ の供試体を用いて試験を行った。
- (b) ペDESTAL: 本試験装置では、ペDESTALがワンタッチで取り外し可能なソケット型となっており、供試体をいち早く設置することができる。これにより、天然メタンハイドレート試料で試験を行う際も、メタンハイドレートの分解を抑えることが可能となっている。
- (c) セル：30MPa の耐圧構造となっており、温度制御のために内部に側液が循環する仕組みになっている。
- (d) セル圧発生装置：拘束圧はモーターを用いたシリンジポンプで管理しており、その圧力を増幅することにより 30MPa まで負荷でき、 $\pm 0.1\text{MPa}$ の範囲で制御可能である。
- (e) 内セル：不飽和状態の供試体の体積変化を計測できるよう 2 重セル方式を採用している。一般的には上部が開放された内セル内の水位差を計測することで体積変化を得るが、ここでは高圧であるため密閉されたシリンダー内のピストンの貫入によって等圧に制御することで、その体積変化を計測可能としている。
- (f) 内セル用シリンジポンプ：内セル(e)による体積変化計測のために、30MPa までの耐圧性能を有するシリンダーを取り付け、シリンダー内のピストンをパルス制御方式のステッピングモーターでコントロールすることでシリンダー内の体積変化を計測する。さらに、軸の貫入量を補正することで不飽和供試体の体積変化を計測可能としている。
- (g) 上部シリンジポンプ：本試験機には内セル用シリンジポンプ(f)と同様の機構を取り付け、メタンハイドレートが存在できる大水深を再現できるほどの高間隙圧条件を負荷することが可能となっている。最も制御の条件が厳しい 20MPa 時で $\pm 0.05\text{MPa}$ の範囲で制御可能である。また、シリンダー内に非圧縮性の溶液を用い、ピストンのシリンダー内への貫入量をパルスから計算することで供試体の体積変化の計測も可能としている。管路も高圧に耐え得るようステンレス製としている。
- (h) 下部シリンジポンプ：上部シリンジポンプ(g)と同様の機構が取り付けられている。
- (i) ガスマスフローメーター：メタンハイドレート飽和率を算出するため、管路に気体用マスフローメーターを取り付けた。装置を通るガスは温度・圧力に依存しないガス流量(g/min)として計測され、 $20^{\circ}\text{C}-1\text{atm}$ のときの流量(mL/min)として表される。さらに積算することでガス量の測定が可能となっている。計測範囲は $0\sim 500\text{ mL/min}$ であり、せん断終了後にメタンハイドレートを分解させ、供試体から気体用マスフローメーターに繋がる管路のバルブを調節しながらガス量を測定する。
- (j) 側液温度管理装置：この装置では外部に設置された循環式低温恒温水槽により $-35\sim +50^{\circ}\text{C}$ の範

囲で温度調整された側液を三軸試験装置に循環させ、三軸セル内部の温度条件を調節するシステムとなっている。また、槽内の温度は $\pm 0.1^{\circ}\text{C}$ の範囲で管理可能である。側液については低温での実験を行うため、凝固点が低く -40°C まで液体として使用可能かつ、各種金属材料に優れた防食性能を持つオーロララインを使用している。

- (k) 温度センサー：図に示したように、三軸室内の供試体横に温度センサーを取り付け、三軸室内の温度を測っている。この温度センサーの値を基にセル内の温度管理を行っている。実験中に温度を変化させる場合は、側液温度と供試体温度が等しくなるように十分な時間を確保する。
- (l) メタンガスボンベ：メタンハイドレート作製のためのメタンガス貯蔵用ボンベである。防爆のために屋外に設置している。
- (m) ロードセル：熱、圧力に依存しない円筒形ロードセルをピストン摩擦の影響を除去するためにセル内部へ設置している。大許容荷重は200kNであり、許容荷重の1000分の1の精度で計測可能である。
- (n) 配管：実験終了後に管路内にメタンガスが流入するため、ガス溜まりができないように上下の向きを考慮し、できる限り短い管路としている。
- (o) メンブレン：本研究では供試体に作用する温度・圧力が低温・高圧のために通常の三軸圧縮試験で使用されるメンブレンよりも厚い、厚さ3mmのシリコンメンブレンを用いている。

また、計測機はデータ収集システムに接続され、パーソナルコンピュータによって経時的に鉛直荷重、軸変位、拘束圧、供試体体積変化、間隙圧が自動計測される仕組みとなっている。



(a) 恒温高圧三軸圧縮試験機



(b) 荷重計およびトップキャップベース



(c) シリンジポンプ



(d) 供試体およびトップキャップとペDESTAL

写真 2-2 試験装置の概要

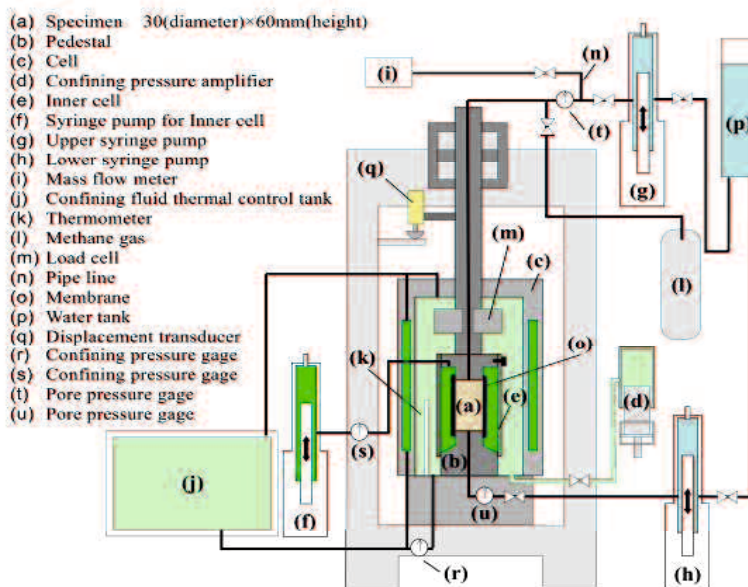


図 2-2 試験装置の配管図

2.4 メタンハイドレート胚胎土作製方法および試験手順

メタンハイドレートは土粒子の間隙を埋める形で存在し、土粒子を固結していると考えられる。また、既往の研究から供試体に含まれるメタンハイドレートの含有量が力学特性に大きく影響することが明らかとなっており、その含有量を定量的に評価するために図 2-3 の三相モデルより、メタンハイドレート飽和率 S_{MH} (%) を式(2-1)で定義している。ここに、 V_{MH} はメタンハイドレートの体積であり、 V_v はメタンハイドレートも含む間隙の体積を表す。本研究では、実地盤の S_{MH} を再現するために、目標とする S_{MH} から必要な水の量を式(2-2)によって算出し、目標の湿潤密度の供試体を作製した。算出した量の水は注入されるメタンガスと全て反応し、メタンハイドレートに置換されることを想定している。

$$S_{MH} = \frac{V_{MH}}{V_v} \times 100 \quad (\%) \quad (2-1)$$

$$w_{initial} = \frac{(S_{MH}/100) \cdot V_v \cdot \rho_{MH}}{m_s} \times 100 \quad (\%) \quad (2-2)$$

ここに、 $w_{initial}$ (%) は供試体初期含水比、 ρ_{MH} (g/cm³) はメタンハイドレートの密度 (0.912g/cm³)、 m_s (g) は砂の質量であり、 A (%) は1つのメタンハイドレートに含まれる水の質量百分率である。メタンハイドレートの理論分子式は $CH_4 \cdot 5.75H_2O$ であるが、人工メタンハイドレートの水和数は6程度であり、その水和数は生成条件に依存することが知られている (内田ら, 1996)。したがって、分子式は $CH_4 \cdot 6H_2O$ より $A=108/124 \times 100=87.1\%$ となる。本研究ではメタンハイドレートの分子式を $CH_4 \cdot 6H_2O$ として計算を行った。

供試体作製は以下の方法に依った。まず、式(2-2)により算出された目標のメタンハイドレート飽和率に必要な水を、所定の間隙率となるよう計量した砂と含水状態が均質になるようによく混ぜ合わせ、直径30mm、高さ60mmのモールドに所定の密度となるよう15層に分けてタンパーで突固める。試料を詰めたモールドは供試体を自立させるため、冷凍庫内で凍結保存する。

本研究におけるメタンハイドレート胚胎土の供試体作製から実験の初期条件を付与するに至る温度-間隙圧履歴を図 2-4 に示す。試験手順は以下の通りである。まず凍結供試体を三軸セル室内に設置した後 (図 2-4, a)、間隙圧を 4MPa まで徐々に増加させながらメタンガスを圧入し (図 2-4, b)、供試体間隙内および試験機管路内をメタンガスで充満する。メタンガスは供試体上部のみから圧入しているため、供試体上部の方だけメタンハイドレートが生成され、下部へのメタンガスの通り道を塞ぎ、供試体内に均質に生成されていないことが考えられる。そこで、一度温度をメタンハイドレートの安定境界外まで上げ、メタンハイドレートを分解することで、メタンガスを供試体間隙内全体に行き渡らせる (図 2-4, c)。試料作製時に、含水状態が均質になるように混ぜ合わせているため、メタンハイドレートが均質に生成されることが考えられる。その後、三軸セル室内の温度を 1°C まで下げ、メタンハイドレートが安定して存在できる温度圧力条件に供試体環境を保つ (図 2-4, d)。メタンガスは上下シリンジポンプから供試体に供給しており、上下のシリンジポンプで計測される体積変化が定常状態になり、供試体へのメタンガスの供給がなくなることでハイドレート化の確認を行っている。メタンハイドレート生成後、圧力を保ったまま管路内に残ったメタンガスを水に置換し、供試体の通水を行う。その後、試験条件の間隙圧を負荷する (図 2-4, e)。本研究における等

方圧密試験は、圧密応力を 0.2MPa から 0.5MPa, 1MPa, 3MPa, 6MPa, 10MPa, 13MPa, 16MPa, 20MPa まで計 8 ステップ、段階的に载荷を行う。また、除荷試験は圧密応力 20MPa から 10MPa, 0.2MPa まで計 2 ステップ、段階的に除荷する。载荷および除荷時の応力速度は 0.1MPa/min である。各圧密応力に達したのち 1 時間その応力を保持させ、その後、次のステップに移行する。試験終了後、間隙圧、温度共に安定境界の外に出し、ガスマスフローメーターで測定したメタンガス量からメタンハイドレート飽和率 S_{MH} を算出する。メタンハイドレートの分子式 $CH_4 \cdot 6H_2O$ より、その式量は 124 g となる。メタンハイドレートの密度は 0.912 g/cm^3 であるので、メタンハイドレート 1 mol の体積は $124 / 0.912 = 135.965 \text{ cm}^3$ となる。メタンハイドレートが 135.965 cm^3 あるときメタンガスが 1 mol 発生するので、メタンハイドレート 1 cm^3 の時発生するメタンガスのモル数は $1 / 135.965 = 7.355 \times 10^{-3} \text{ mol}$ となる。次に、式(2-3)で表される理想気体の状態方程式を使用する。

$$PV = nRT \quad (2-3)$$

ここに $P \text{ (atm)}$ は大気圧、 $V \text{ (L)}$ は 1 cm^3 のメタンハイドレートから発生するメタンガス量、 n は 1 cm^3 のメタンハイドレートから発生するメタンガスのモル数、 $R \text{ (L atm K}^{-1} \text{ mol}^{-1}) = 0.082$ は気体定数、 $T \text{ (K)}$ はガス量測定時の室温を表し、それぞれ代入すると $V = 7.355 \times 10^{-3} \times 0.082 \times T$ となる。以上を踏まえ、供試体内のメタンハイドレートの体積は式(2-4)で表される。

$$V_{MH} = V_{mes} / V \quad (2-4)$$

ここに $V_{mes} \text{ (cm}^3)$ は供試体から測定したメタンガス量を表す。式(2-4)を式(2-1)に代入することで具体的なメタンハイドレート飽和率を算出する。

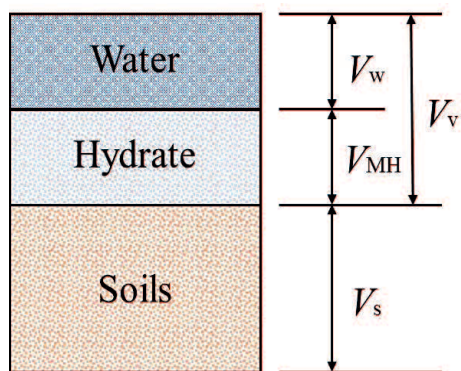


図 2-3 メタンハイドレート胚胎土の三相モデル
(米田ら, 2010 を参考に作成)

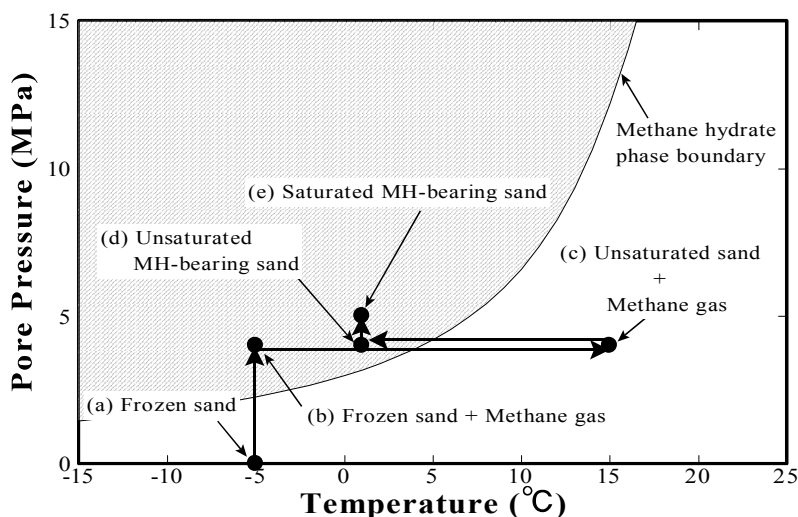


図 2-4 メタンハイドレート胚胎土の等方圧密除荷試験における温度-間隙圧履歴

2.5 試験条件

試験条件の一覧を表 2-2 に示す。本研究では、メタンハイドレート濃集層模擬試料に対してメタンハイドレートを生成させないケース（以下、ホスト砂模擬土と称す）と、メタンハイドレートを生成させたケース（以下、メタンハイドレート胚胎土と称す）で試験を実施した。間隙水圧は 5MPa、温度はホスト砂模擬土に対しては 20°C、メタンハイドレート胚胎土に対しては 1°C の条件である。現地基礎試錐「東海沖～熊野灘」より得られた物性値として、砂泥互層の土の間隙率が 40~45%であったことを公表している（MH21 Consortium, 2008）。また、海洋産出試験地域より得られた天然コア試料の間隙率は 40~50%（Yoneda et al., 2015b）であったことから、本研究では目標の間隙率を 45%としている。メタンハイドレート飽和率は、これまで実施された基礎試錐により、メタンハイドレートが多く存在しているメタンハイドレート濃集層で $S_{MH}=50\%$ 、それ以外のメタンハイドレート賦存層で $S_{MH}=30\%$ 程度であることがわかっている（米田ら, 2010）。本研究ではそれらにならない目標のメタンハイドレート飽和率 S_{MH} を 30, 50%としている。

表 2-2 試験条件および試験より得られた各パラメータ

Sample name	Back pressure $B.P.$ (MPa)	Temperature T (°C)	Porosity n (%)	Degree of MH saturation S_{MH} (%)	Compression index λ (-)	Swelling index κ (-)	Yield stress p_y (MPa)
$F_c=8.9\%$	5	20	45.9	0.00	0.12	0.02	5.87
		1	45.3	38.5	0.08	0.02	8.19
		1	45.6	43.5	0.09	0.02	9.19
$F_c=10.6\%$	5	20	45.4	0.00	0.12	-	-
$F_c=22.9\%$	5	20	44.6	0.00	0.11	0.02	2.96
		1	44.6	37.6	0.10	0.02	2.84
		1	44.6	51.3	0.12	0.02	5.24

2.6 実験結果

2.6.1 メタンハイドレート胚胎土の圧縮除荷特性

等方圧密除荷試験における、平均有効主応力 p' および体積ひずみ ε_v の時刻歴を図 2-5 に示す。図中実線は、平均有効主応力と時間の関係を示しているが、載荷時の応力速度および応力保持時間を統一しているため、グラフが重なっている。破線で示す体積ひずみと時間の関係は、図 2-5a のホスト砂模擬土について見てみると、細粒分含有率の高い試料ほど、体積ひずみが大きく生じている。図 2-5b や図 2-5c に示すように、同一試料のホスト砂模擬土とメタンハイドレート胚胎土で比較すると、メタンハイドレート飽和率が大きいほど、体積ひずみが小さい様子が確認できる。間隙中に存在するメタンハイドレートによって、圧縮時の変形が阻害されるためであると考えられる。

等方圧密除荷試験より得られた、間隙比 e と平均有効主応力 p' の関係を図 2-6 に示す。図 2-6a はホスト砂模擬土の結果、図 2-6b および図 2-6c は、 $F_c=8.9\%$ 、 $F_c=22.9\%$ のホスト砂模擬土とメタンハイドレート胚胎土の結果である。なお、 $F_c=10.6\%$ のホスト砂模擬土の結果については、圧密応力 20MPa 時に実験を中止したため、除荷曲線は得られていない。本研究では、圧縮曲線の平均有効主応力 16MPa~20MPa の応力域における直線の傾きを圧縮指数とした。また、除荷曲線の平均有効主応力 10MPa~20MPa の応力域における直線の傾きを膨張指数とした。ホスト砂模擬土の各圧縮除荷曲線から得られた、圧縮指数 λ および膨張指数 κ と細粒分含有率 F_c の関係を図 2-7 に示す。図中、点線及び破線は予想される補間線を示している。細粒分含有率の高い試料ほど、圧縮指数はやや小さい値を示している。膨張指数については、概ね等しい値であることがわかる。次に、圧縮指数 λ および膨張指数 κ とメタンハイドレート飽和率 S_{MH} の関係を図 2-8 に示す。図 2-8a に示す $F_c=8.9\%$ の結果についてみると、メタンハイドレート胚胎土の圧縮指数は、ホスト砂模擬土のそれよりも小さくなることを確認される。メタンハイドレートが間隙のほとんどを占める場合には、圧縮時の変形量はさほど変わらず、圧縮指数は概ね同じ値をとると仮定し、図中の補間線を描いた。しかし、メタンハイドレート自体の変形や破壊が顕在化する応力域、または分解によってメタンハイドレートが消失する場合においては、メタンハイドレート胚胎土の圧縮指数がホスト砂模擬土のそれとほぼ等しい値を示すことは十分に考えられる。一方、膨張指数については、メタンハイドレート飽和率の違いによらず概ね等しい値であることがわかる。膨張指数は補間線で描かれるように、メタンハイドレート飽和率に依存しないパラメータと捉えることができる。一方、図 2-8b に示す $F_c=22.9\%$ の結果については、メタンハイドレート飽和率の違いによって圧縮指数や膨張指数の値は大きく変化しないことが認められる。

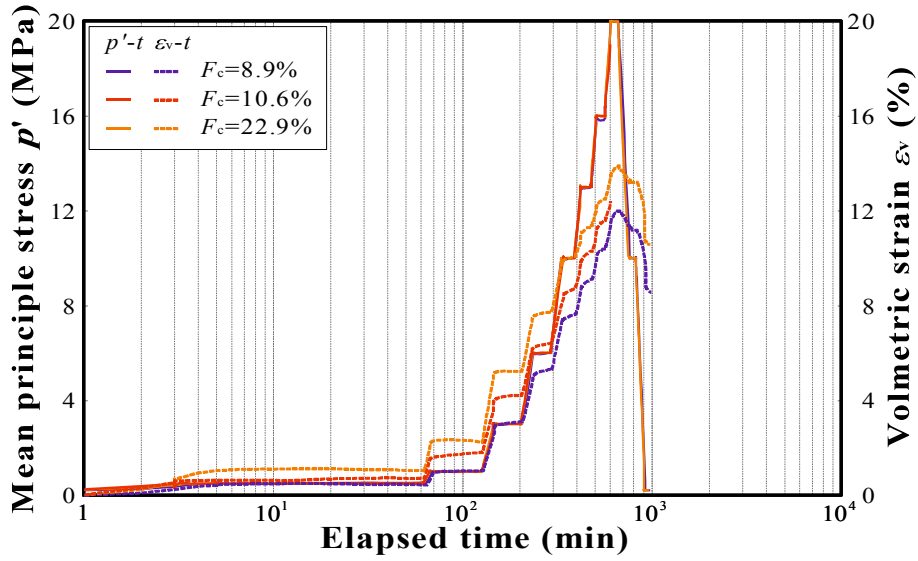


図 2-5a 平均有効主応力および体積ひずみの時刻歴 (ホスト砂模擬土)

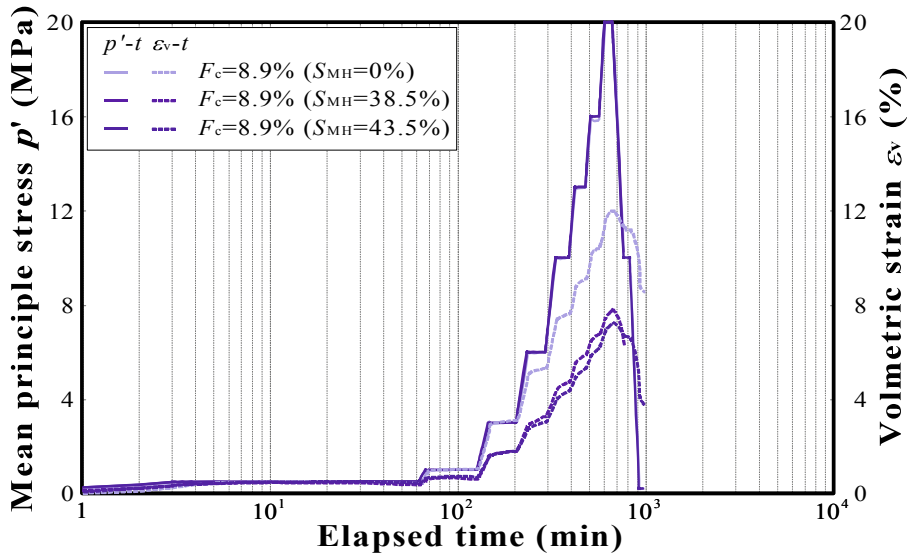


図 2-5b 平均有効主応力および体積ひずみの時刻歴 ($F_c=8.9\%$)

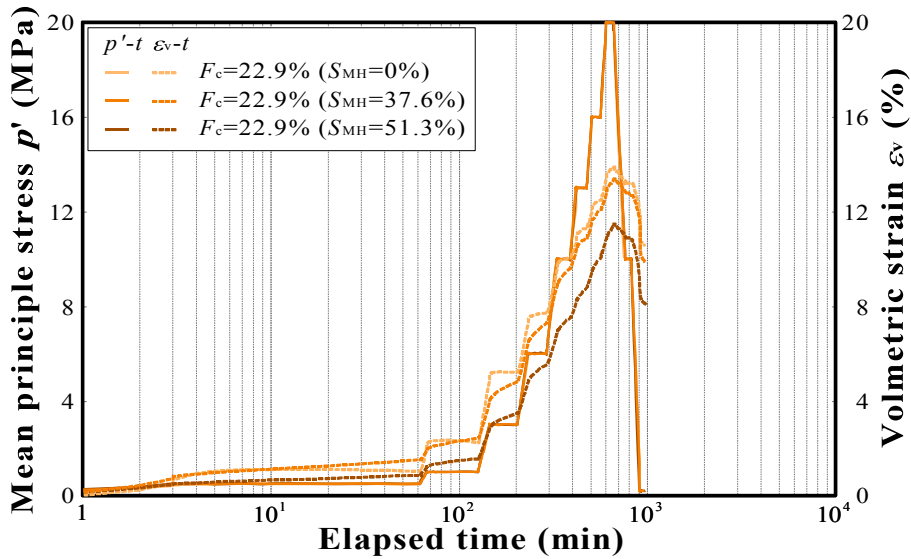


図 2-5c 平均有効主応力および体積ひずみの時刻歴 ($F_c=22.9\%$)

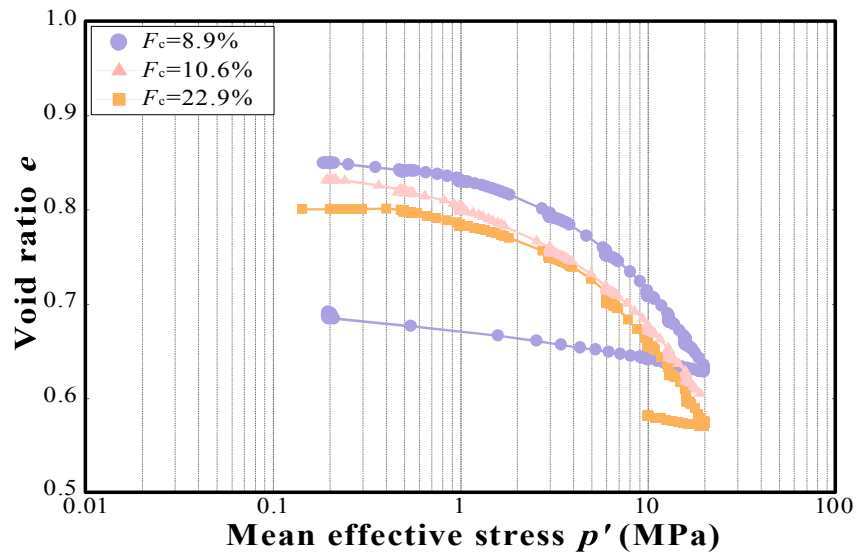


図 2-6a 圧縮除荷曲線 (ホスト砂模擬土)

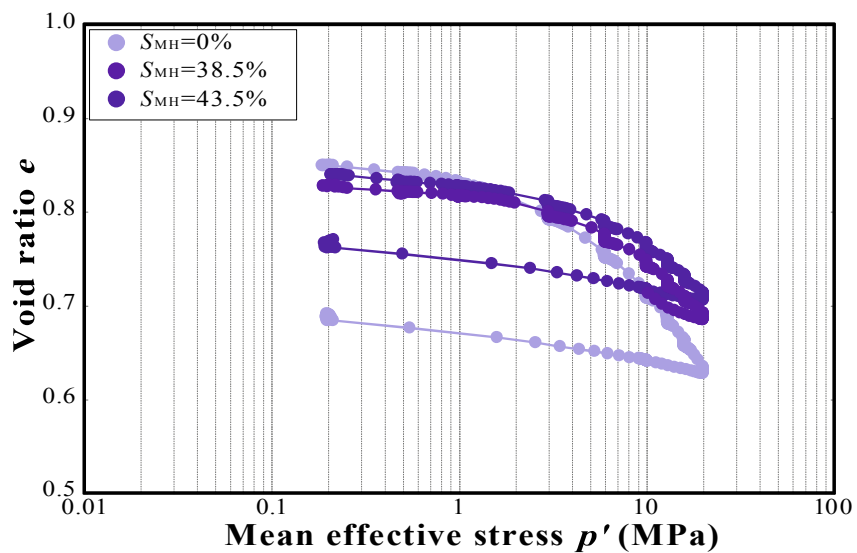


図 2-6b 圧縮除荷曲線 ($F_c=8.9\%$)

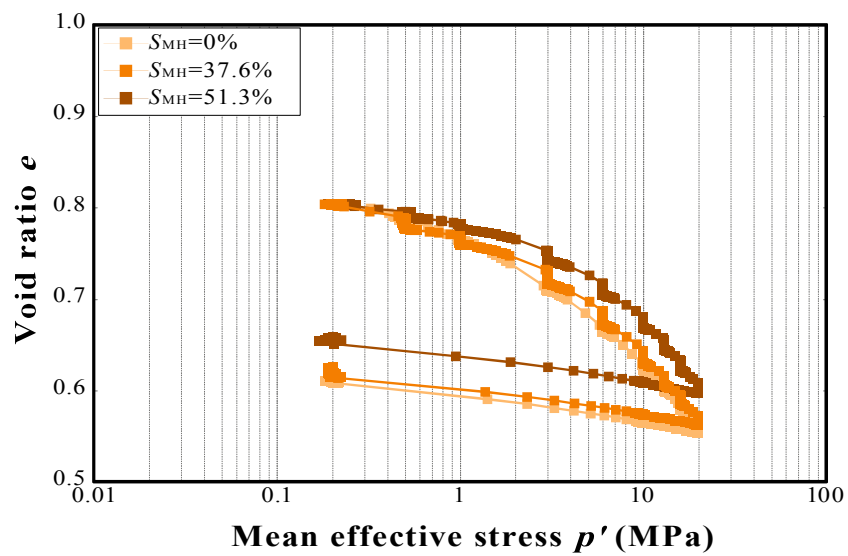


図 2-6c 圧縮除荷曲線 ($F_c=22.9\%$)

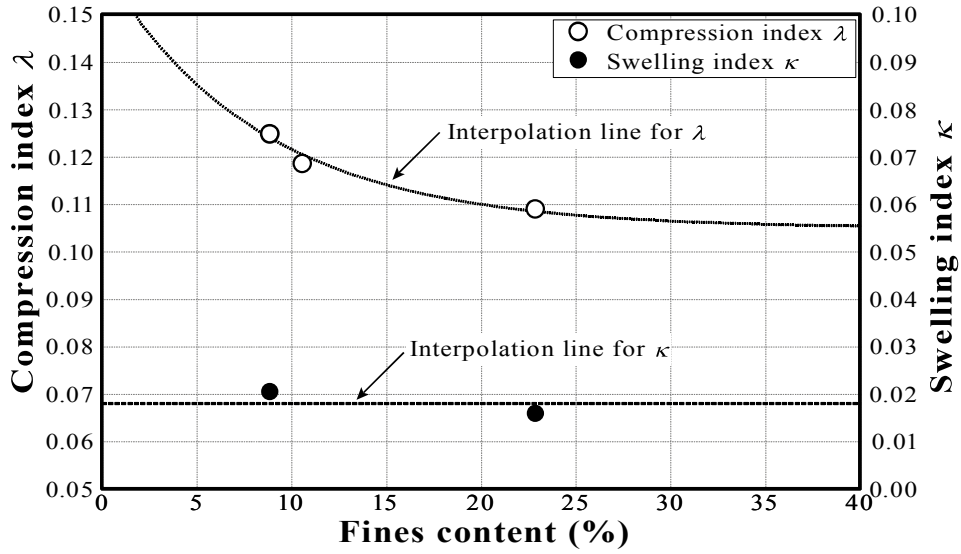


図 2-7 圧縮指数および膨張指数と細粒分含有率の関係

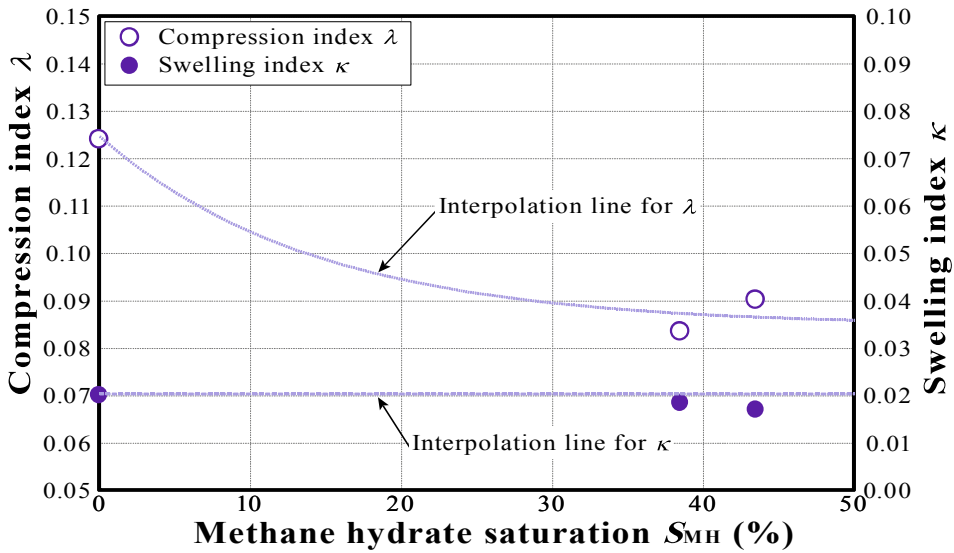


図 2-8a 圧縮指数および膨張指数とメタンハイドレート飽和率の関係 ($F_c=8.9\%$)

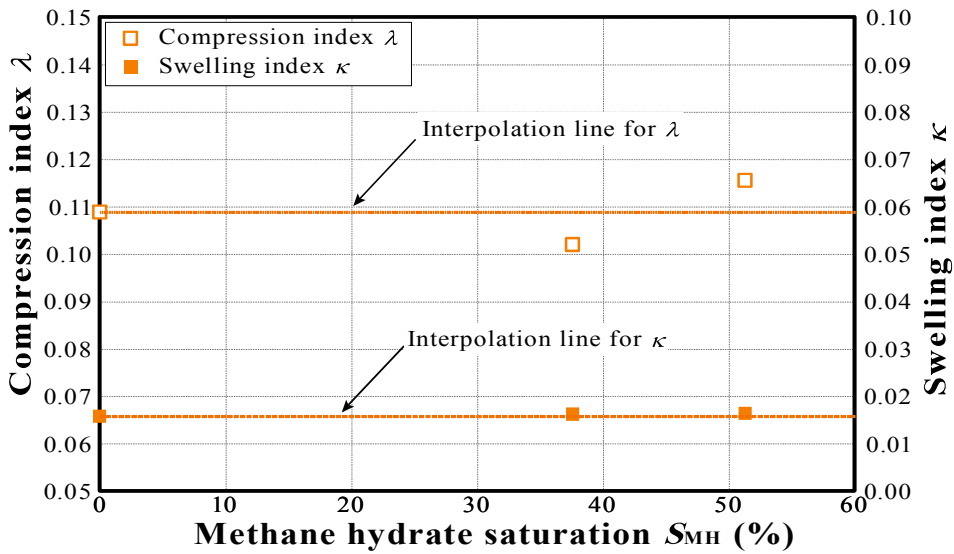


図 2-8b 圧縮指数および膨張指数とメタンハイドレート飽和率の関係 ($F_c=22.9\%$)

図2-6をみると、いずれの結果においても、圧縮曲線が階段状を示している様子が認められる。これは、各圧密応力に達してから1時間応力保持している間にも土が変形していることを意味しており、いわゆるクリープ変形が生じているといえる。そこで、各応力ステップの応力保持間におけるひずみ（クリープひずみ）とクリープ時間（1時間）の関係を示したものが図2-9である。いずれの試料についても、各応力ステップの応力保持間においてクリープ体積ひずみが生じていることが確認される。また、図2-9cに示される $F_c=22.9\%$ のメタンハイドレート胚胎土を除く結果に関しては、圧密応力が小さい0.5MPaや1MPaの応力保持間において、クリープ体積ひずみ量が小さく、保持開始後20分経過したあたりから膨張傾向に転ずる様子が見て取れる。

次に、図2-10に示すように、ある応力ステップから次の応力ステップまでの载荷中と応力保持間に生じた全体積変化量 dV_{step} に対する、応力保持間に生じたクリープ体積変化量 dV_{step}^c の割合 ($dV_{\text{step}}^c / dV_{\text{step}}$) を算出した。本研究では、クリープ体積変化量の割合をもって圧密クリープ特性を評価していく。図2-11は、クリープ体積変化量の割合 $dV_{\text{step}}^c / dV_{\text{step}}$ と平均有効主応力 p' の関係である。図2-11aに示すホスト砂模擬土の結果を比較すると、応力ステップによって、最も大きなクリープ体積変化量の割合を示す試料が異なるため、細粒分含有率とクリープ体積変化量の割合の関係性は見受けられないようである。図2-11bや図2-11cより、メタンハイドレート飽和率の違いに着目すると、同一の母材ではメタンハイドレート飽和率が高い試料ほど、クリープ体積変化量の割合が大きいことが明らかである。また、メタンハイドレートの有無に関わらず、低い圧密応力域ほどクリープ体積変化量の割合は大きい。これは、载荷にかかる時間に関係していると推察される。図2-5に関して、メタンハイドレート飽和率が高いほど、体積ひずみが小さいことを述べた。図2-5と図2-11の結果をまとめると、以下のことが考察できる。ホスト砂模擬土はメタンハイドレート胚胎土に比べて変形しやすい材料であるため、载荷中と応力保持間に生じる全体の變形量としては大きい、それに占めるクリープ變形量は小さい。一方、メタンハイドレート胚胎土は、ホスト砂模擬土に比べて载荷中と応力保持間を合わせた全体の變形量が小さいため、クリープ体積変化量の割合として大きく表れる。したがって、全体積変化量に対するクリープ体積変化量の割合で評価すると、メタンハイドレート飽和率の高い試料ほど圧密時のクリープ挙動は大きいと判断できる。

第4章にて詳述するが、圧縮時においてクリープひずみのような時間依存特性を発現させる要因として、粒子破砕といった砂の性質や粘性土自体の性質が挙げられる。そこで、図2-12に示すように、実験前後の粒径加積曲線を比較することにより、粒子破砕について調べていく。いずれの結果も、実験前の粒径加積曲線との違いが見られ、細かな粒子が増加している。特にホスト砂模擬土の実験後の曲線は、粒子破砕によって実験前の曲線との違いが顕著に見られる。メタンハイドレート胚胎土については、間隙中に存在するメタンハイドレートによって、粒子破砕が抑制されている様子がうかがえ、メタンハイドレート飽和率が高いほどそれは大きいといえる。メタンハイドレートを含む場合においては、メタンハイドレート自体の變形や破壊が時間依存特性として現れることも考えられる。このことから、メタンハイドレート胚胎土においては、メタンハイドレート自体のクリープ變形が時間依存性として顕著に表れたと推察される。また、各応力ステップにおける応力保持の時間を1時間設けているため、この間にも粒子破砕していることが十分に考えられ、その結果として、ホスト砂模擬土においてもクリープ變形が見られたと考えられる。

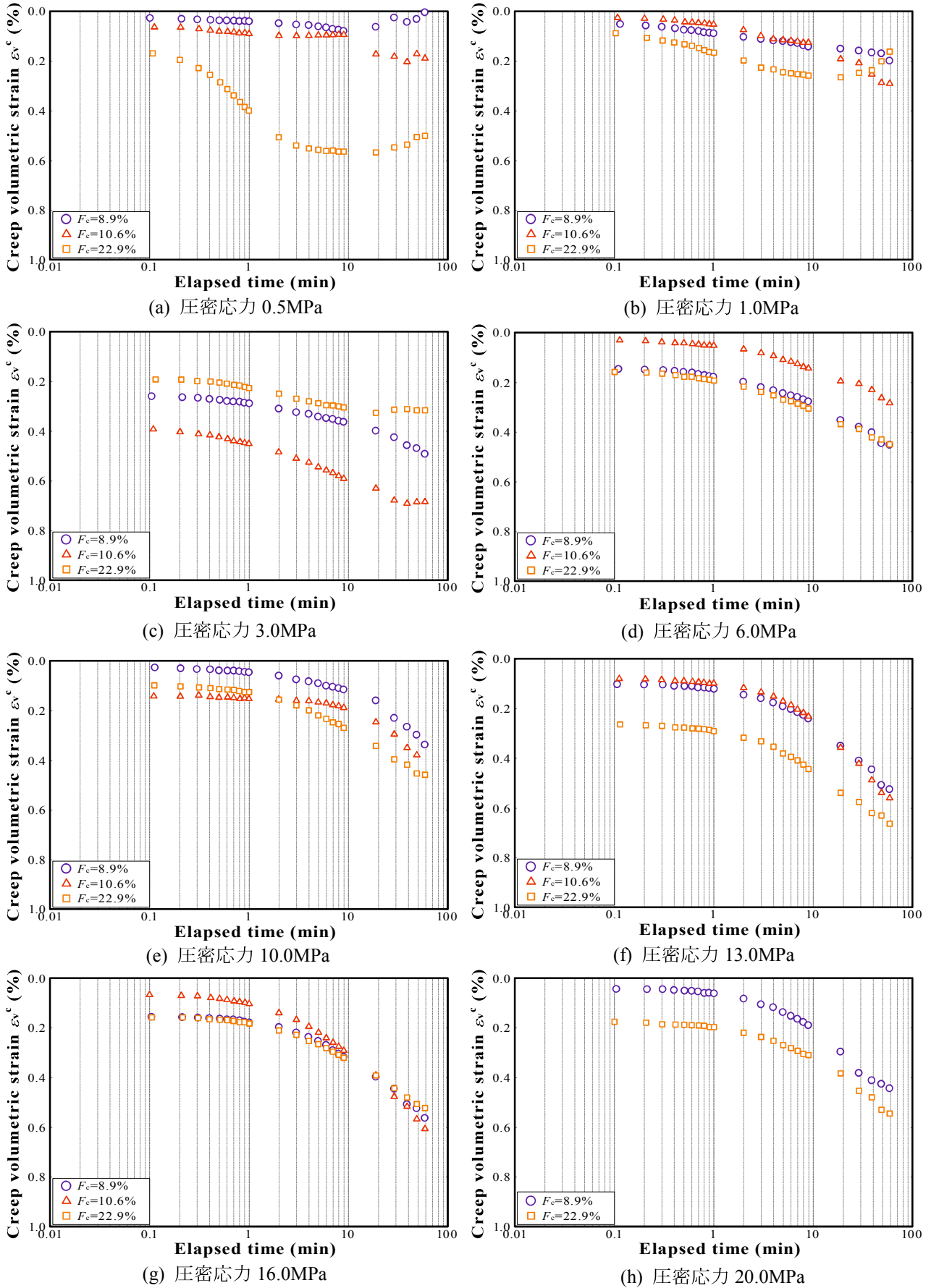


図 2-9a 各応力ステップの応力保持中に生じるクリープ体積ひずみ(ホスト砂模擬土)

< 第2章 東部南海トラフにおけるメタンハイドレート濃集層地盤の模擬試料と圧縮特性 >

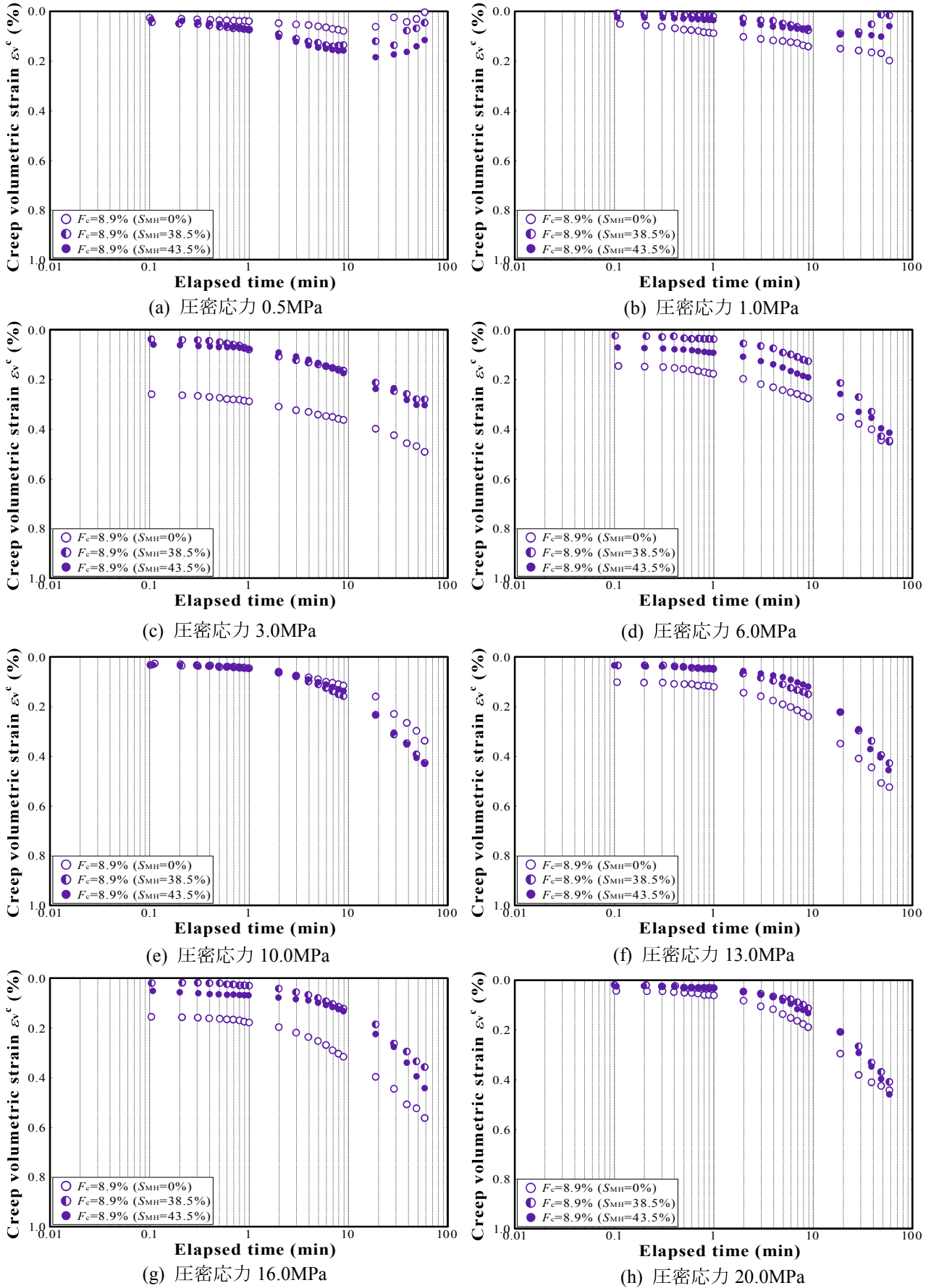
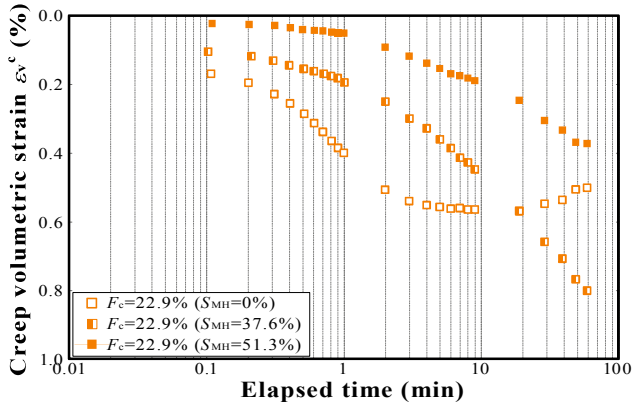
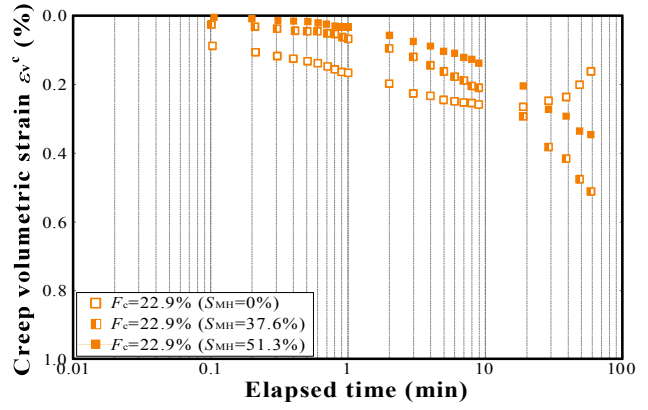


図 2-9b 各応力ステップの応力保持中に生じるクリープ体積ひずみ ($F_c=8.9\%$)

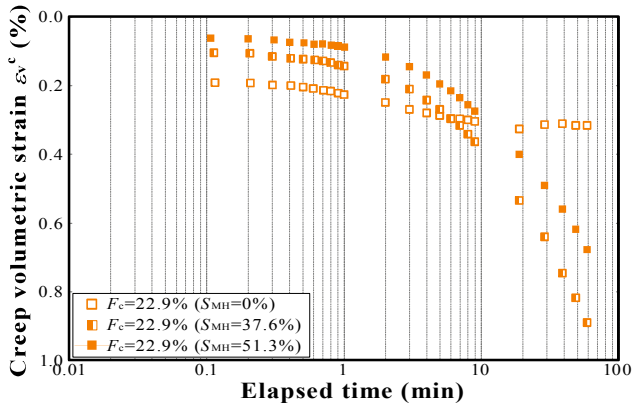
< 第2章 東部南海トラフにおけるメタンハイドレート濃集層地盤の模擬試料と圧縮特性 >



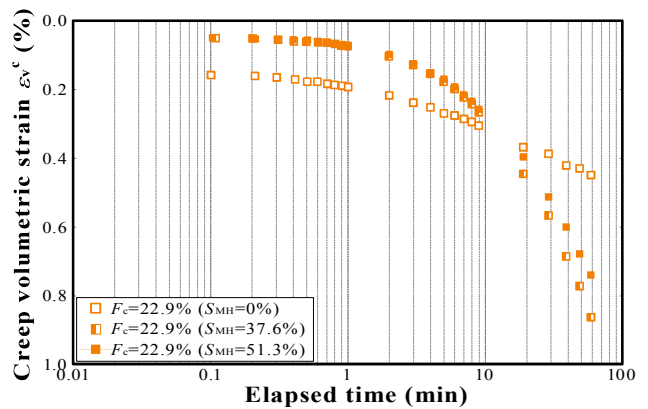
(a) 圧密応力 0.5MPa



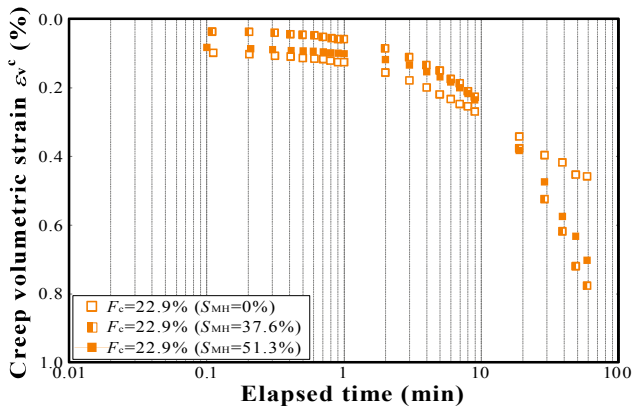
(b) 圧密応力 1.0MPa



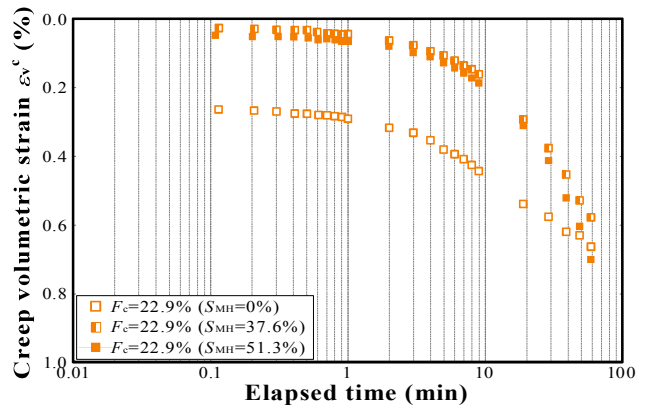
(c) 圧密応力 3.0MPa



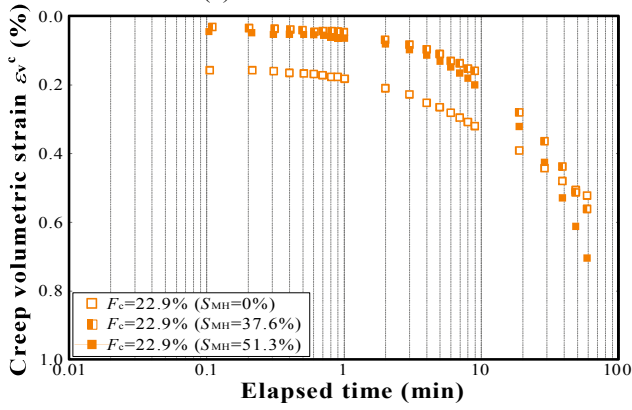
(d) 圧密応力 6.0MPa



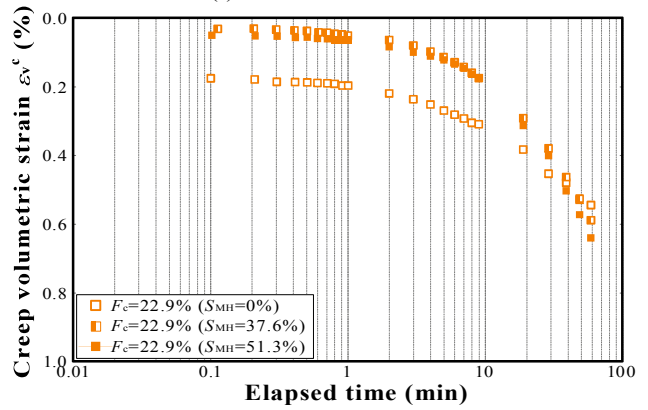
(e) 圧密応力 10.0MPa



(f) 圧密応力 13.0MPa



(g) 圧密応力 16.0MPa



(h) 圧密応力 20.0MPa

図 2-9c 各応力ステップの応力保持中に生じるクリープ体積ひずみ ($F_c=22.9\%$)

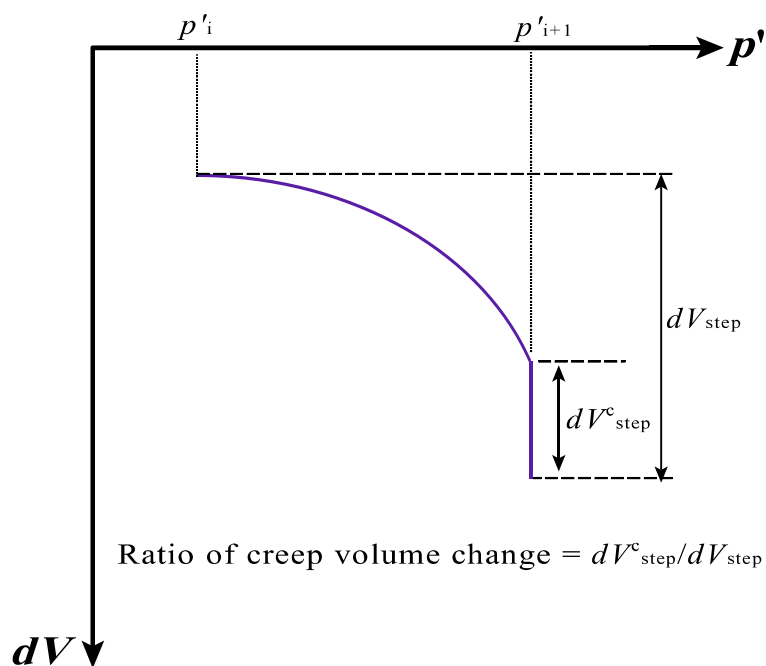


図 2-10 クリープ体積変化量の割合の算出方法

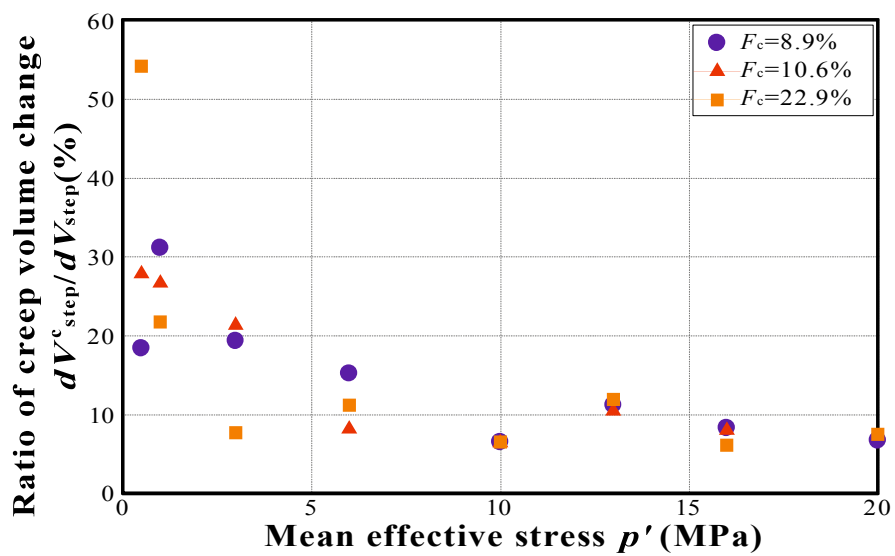


図 2-11a 各応力ステップにおけるクリープ体積変化量の割合 (ホスト砂模擬土)

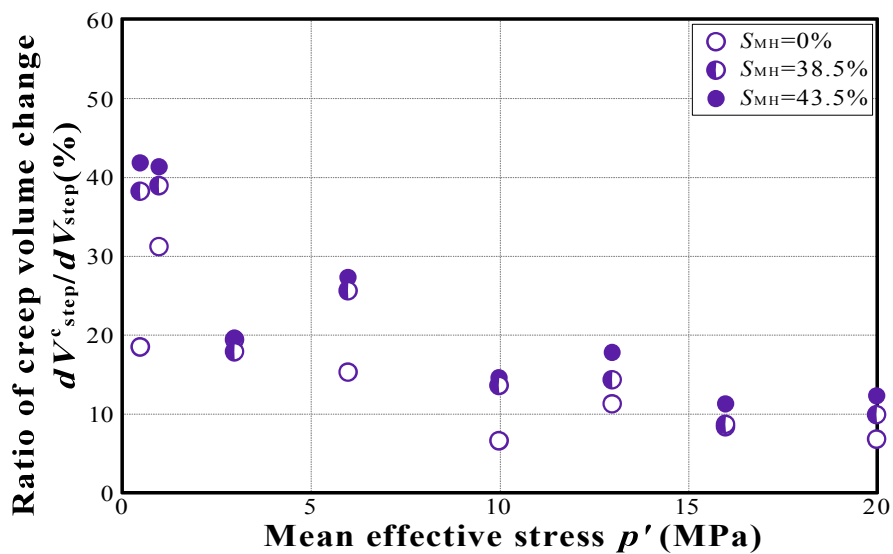


図 2-11b 各応力ステップにおけるクリープ体積変化量の割合 ($F_c=8.9\%$)

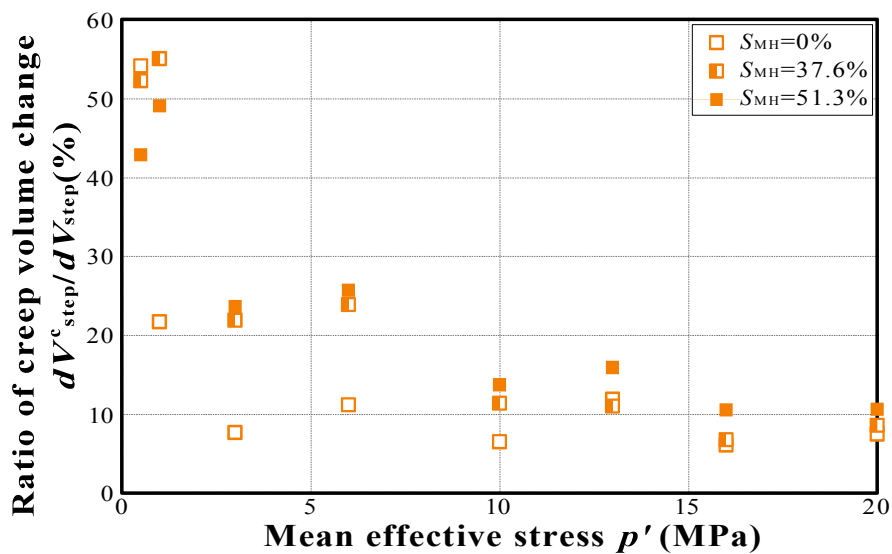


図 2-11c 各応力ステップにおけるクリープ体積変化量の割合 ($F_c=22.9\%$)

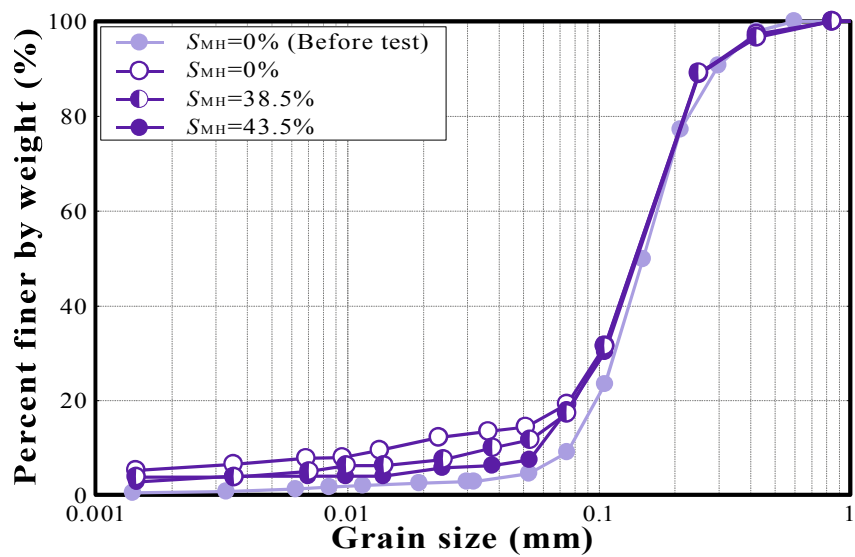


図 2-12 等方圧密除荷試験前後の実験試料 ($F_c=8.9\%$) の粒径加積曲線

2.6.2 メタンハイドレートのセメンテーションが圧縮特性におよぼす影響

次に、圧縮特性に及ぼすメタンハイドレートの影響について考察していく。図 2-6 の圧縮曲線では、実験開始時の間隙比に違いがあるため、曲線の違いがメタンハイドレートの影響そのものであるとは一概には言えない。そこで、基準応力を $p^*=0.2\text{MPa}$ に設定し、その時の間隙比を基準間隙比 e_{mi} とした。また、式(2-5)に示すように基準間隙比からの間隙比の変化量を Δe とおいた。

$$\Delta e = e_{mi} - e \quad (2-5)$$

図 2-13 に間隙比の変化量 Δe と平均有効主応力 p^* の関係を示す。ここでは 1 時間応力保持している間の間隙比から算出した値は示しておらず、保持終了後の値を結んだ簡略化した曲線を示している。図より、いずれの試料においてもメタンハイドレート飽和率が高いほど、同じ圧密応力で比較すると間隙比の変化が小さく、曲線が高圧側に推移していることが確認できる。なお、メタンハイドレート胚胎土とホスト砂模擬土の曲線の差が徐々に大きくなっている様子が確認できるが、これがメタンハイドレートのセメンテーション自体の変化を直接意味するわけではないことに留意する必要がある。曲線の差が徐々に大きくなる理由は、ホスト砂模擬土がメタンハイドレート胚胎土よりも先に降伏点に近づき、間隙比の減少が顕著になるためであると考えられる。図中に示される点線、破線および実線が、各メタンハイドレート飽和率の試料の正規圧密曲線である。正規圧密曲線は、圧縮曲線の平均有効主応力 $16\text{MPa} \sim 20\text{MPa}$ の点を結んだ直線とし、メタンハイドレート胚胎土の正規圧密曲線の傾きは、ホスト砂模擬土のそれと同値としている。図 2-13a に示す $F_c=8.9\%$ の結果に関しては、メタンハイドレート胚胎土の正規圧密曲線はホスト砂模擬土のそれよりも高圧側に推移している様子が顕著にみられる。一方、図 2-13b に示す $F_c=22.9\%$ についてみると、メタンハイドレート飽和率 $S_{MH}=37.6\%$ の正規圧密曲線はホスト砂模擬土のそれと大きくは変わらない。しかし、メタンハイドレート飽和率が $S_{MH}=51.3\%$ の結果に関しては、正規圧密曲線が高圧側に大きくシフトしている様子が見て取れる。本研究では、メタンハイドレートのセメンテーションがその土の圧縮特性に及ぼす影響は、 $\Delta e - \ln p^*$ 上におけるメタンハイドレート胚胎土とホスト砂模擬土の正規圧密曲線 (Normally consolidation line) の間隙比差で近似的に評価できると考え、式(2-6)により求めた。

$$\Delta e_{NCL} = \Delta e_{NCL}^{MH} - \Delta e_{NCL}^{sand} \quad (2-6)$$

正規圧密曲線の間隙比差 Δe_{NCL} とメタンハイドレート飽和率 S_{MH} の関係を図 2-14 に示す。図より、間隙比差の大きさやその増加が顕著になり始めるメタンハイドレート飽和率は土の種類により異なることが確認できる。なお、図中の補間線は、メタンハイドレート飽和率が 20~30%程度から間隙比差が次第に大きくなり、間隙のほとんどをメタンハイドレートが占めると、間隙比差はある値に収束すると仮定して描いたものである。

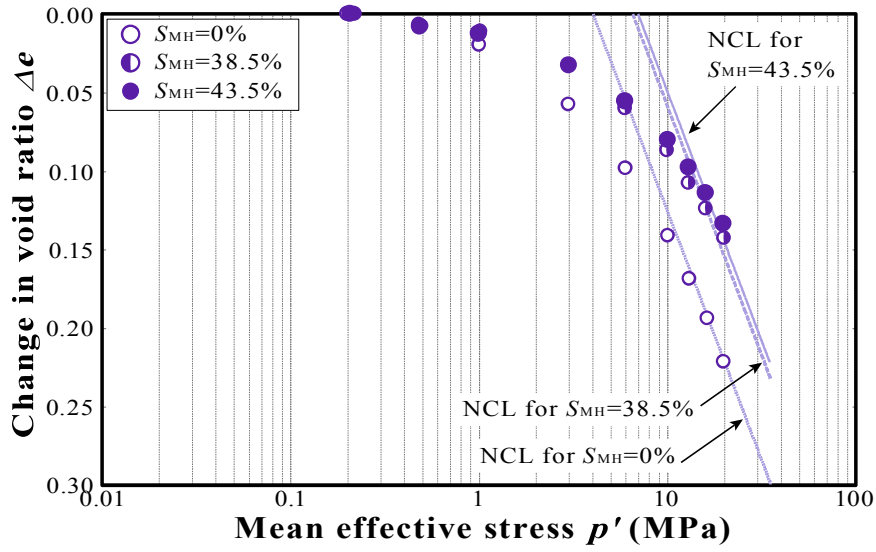


図 2-13a 間隙比の変化量と平均有効主応力の関係 ($F_c=8.9\%$)

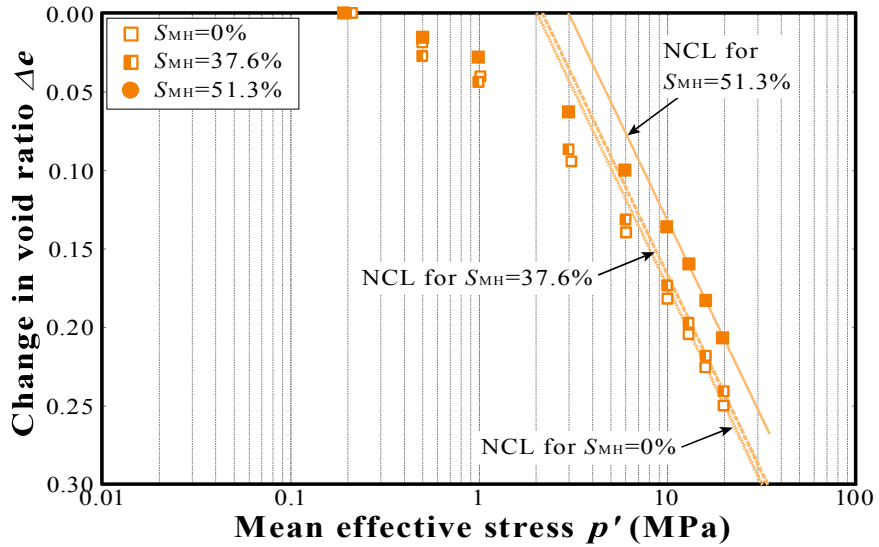


図 2-13b 間隙比の変化量と平均有効主応力の関係 ($F_c=22.9\%$)

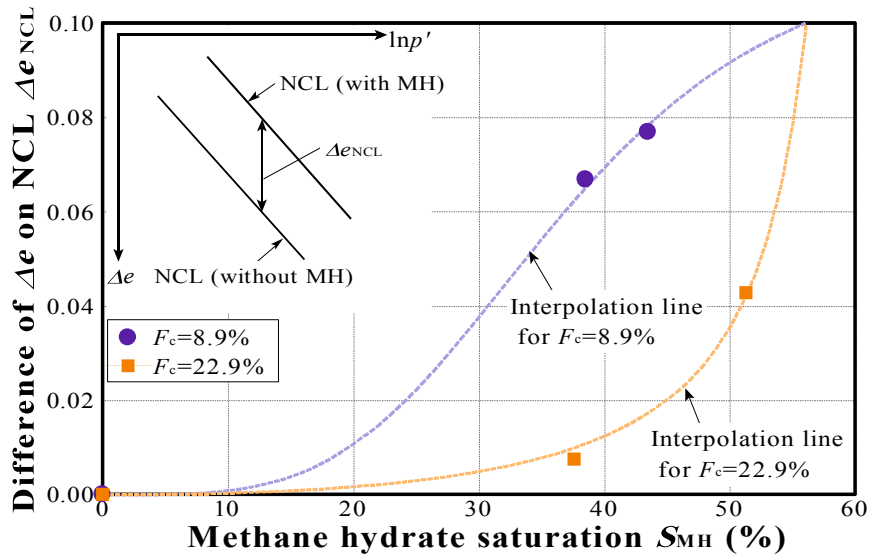


図 2-14 正規圧密曲線の間隙比差とメタンハイドレート飽和率の関係

2.7 要約

本章では、東部南海トラフにおける基礎試錐の天然コア試料から得られたデータを基に、実地盤の粒度および鉱物組成を模擬したメタンハイドレート濃集層模擬試料を作製し、等方圧密除荷試験を実施した。以下、本章の要約として、得られた知見を示す。

・ 東部南海トラフにおけるメタンハイドレート濃集層地盤の模擬試料

基礎試錐「東海沖～熊野灘」から得られたデータを基に、タービダイトの塊状級化部、平行葉理部、斜交葉理部の代表的な粒度を決定し、9号・8号、7号・6号・R55珪砂、カオリン、雲母を混合して実地盤の模擬試料を作製した。

・ ホスト砂模擬土の圧縮除荷特性

- (1) 細粒分含有率が高い試料ほど、大きな体積ひずみを生じた。
- (2) 細粒分含有率が高い試料ほど、圧縮指数がやや小さい値となった。膨張指数は、試料の違いによらず概ね等しい値を示した。

・ メタンハイドレート胚胎土の圧縮除荷特性

- (1) ホスト砂模擬土とメタンハイドレート胚胎土を比較すると、メタンハイドレート飽和率が高いほど、体積ひずみが小さい様子が確認された。
- (2) $F_c=8.9\%$ のメタンハイドレート胚胎土の圧縮指数はホスト砂模擬土のそれよりも小さい値となった。一方、膨張指数については、メタンハイドレート飽和率の違いによらず概ね等しい値であった。
- (3) $F_c=22.9\%$ については、メタンハイドレート飽和率の違いによらず圧縮指数や膨張指数の値は概ね等しい値を示した。

・ 圧密応力保持中のクリープ変形

- (1) いずれの試料についても、各応力ステップの応力保持間においてクリープ体積ひずみが生じている様子が確認された。
- (2) 本研究では、ある応力ステップから次の応力ステップまでの載荷中と応力保持間に生じた全体積変化量に対する、応力保持間に生じたクリープ体積変化量の割合を圧密クリープ特性の指標として評価した。
- (3) 細粒分含有率とクリープ体積変化量の割合の一義的な関係は見られなかった。
- (4) 同一の母材で比較すると、メタンハイドレート飽和率が高い試料ほど、クリープ体積変化量の割合が大きいことが明らかとなった。したがって、クリープ体積変化量の割合で評価した場合、メタンハイドレート飽和率の高い試料ほど圧密時のクリープ挙動は大きいと判断できる。
- (5) 実験前後の粒径加積曲線の比較により、ホスト砂模擬土の応力保持間のクリープ変形は、粒子破碎に起因している可能性が高いことが示唆された。

<第2章 東部南海トラフにおけるメタンハイドレート濃集層地盤の模擬試料と圧縮特性>

- ・ メタンハイドレートのセメンテーションが圧縮特性に及ぼす影響
- (1) $\Delta e - \ln p'$ 上におけるメタンハイドレート胚胎土とホスト砂模擬土の正規圧密曲線の間隙比差を、メタンハイドレートのセメンテーションがその土の圧縮特性に及ぼす影響として定量的に評価した。
- (2) 正規圧密曲線の間隙比差の大きさやその増加が顕著になり始めるメタンハイドレート飽和率は土の種類により異なることが確認された。

【参考文献】

- (1) Nakamizu, M., Namikawa, T., Ochiai, K., Tsuji, Y. : Efforts heading for production of methane from methane hydrate resources -An outline of METI Exploratory Test Well “Nankai Trough” and future research program and development plan-. *Journal of the Japanese Association for Petroleum Technology*, 69(2), pp.214–221, 2004.
- (2) Suzuki, K., Ebinuma, T., Narita, H. : Features of Methane Hydrate-bearing Sandy-sediments of the Forearc Basin along the Nankai Trough: Effect on Methane Hydrate-Accumulating Mechanism in Turbidite, *Chigaku Zasshi (Journal of Geography)*, 118(5), pp.899–912, 2009.
- (3) Takahashi, H., Yonezawa, T., Takedomi, Y. : Exploration for natural hydrate in Nankai-Trough wells offshore Japan. *Journal of the Japanese Association for Petroleum Technology*, 66(6), pp.652–665, 2001.
- (4) Tsuji, Y., Ishida, H., Nakamizu, M., Matsumoto, R., Shimizu, S. : Overview of the MITI Nankai Trough wells: A milestone in the evaluation of methane hydrate resources. *Resource Geology*, 54(1), pp.3–10, 2004.
- (5) Uchida, T., Takahashi, H., Mae, S., Narita, H. : Raman spectroscopic analysis on artificial methane hydrates. *Journal of Geological Society of Japan*, 102(11), pp.983–988, 1996.
- (6) Uchida, T., Lu, H., Tomaru, H., Matsumoto, R., Senoh, O., Oda, H., Okada, S., Delwiche, M., Dallimore, S. R. : Subsurface occurrence of natural gas hydrate in the Nankai Trough area: Implication for gas hydrate concentration. *Resource Geology*, 54(1), pp.35–44, 2004.
- (7) Yoneda, J., Hyodo, M., Nakata, Y., Yoshimoto, N. : Triaxial Shear Characteristics of Methane Hydrate-bearing Sediment in the Deep Seabed. *Journal of Japan Society of Civil Engineers*, 66(4), pp.742–756, 2010.
- (8) Yoneda, J., Masui, A., Konno, Y., Jin, Y., Egawa, K., Kida, M., Ito, T., Nagao, J., Tenma, N. : Mechanical properties of hydrate-bearing turbidite reservoir in the first gas production test site of the Eastern Nankai Trough. *Marine and Petroleum Geology*, 66, pp.471–486, 2015b.
- (9) メタンハイドレート資源開発研究コンソーシアム：フェーズ 1 総括成果報告書， 2008.

第3章 メタンハイドレート胚胎土の三軸せん断特性

3.1 概説

これまでも、メタンハイドレートが存在する実地盤から採取した天然コア試料に対して実験を行い、その土のせん断特性を調べる研究 (Masui et al., 2008 ; Waite et al., 2009 ; Yoneda et al., 2015a, 2015b) が行われているが、天然コアを採取することは莫大なコストと時間を要する。そこで、ハイドレートを人工的に土の中に生成して実験を行い、そこから得られた情報をもとに実地盤の力学特性の解釈につなげる研究が精力的に行われてきた (Yun et al., 2007 ; 米田ら, 2010 ; 宮崎ら, 2010 ; Yoneda et al., 2013 ; Hyodo et al., 2013 ; Yoneda et al., 2016 ; Kato et al., 2016 ; Kajiyama et al., 2017)。そして、メタンハイドレート胚胎土の強度が密度や有効拘束圧、メタンハイドレート飽和率に大きく依存することが明らかとなっている。また、メタンハイドレートのセメンテーションにより土粒子が固結されることで、せん断時にダイレイティブな挙動が卓越する傾向も確認されている。天然コア試料と人工的に作製したメタンハイドレート胚胎土のせん断特性は定性的に見れば、同様の傾向を示すことが分かっている。しかし、人工的に作製したメタンハイドレート胚胎土のほとんどは、実験材料として豊浦砂を用いたケースが多く、実地盤の土の粒度を再現していないことが指摘される。Masui et al. (2008) や宮崎ら (2011), Miyazaki et al. (2012) は実地盤を構成している土に細粒分が含まれていることに着目し、細粒分を含む 7 号および 8 号珪砂を用いて実験を行っているが、実地盤の土の粒度を再現した実験試料を使用するまでには至っていない。メタンハイドレート生産時における地盤の力学挙動を予測するシミュレータの中核ともなる構成モデルは、上記のような室内試験で得られた実験結果をもとに構築されるため、実験精度や実地盤の再現性が求められる。したがって、人工的にメタンハイドレート胚胎土を作製して室内試験を行う場合、母材となる土が実地盤の土を忠実に再現できているかが重要となる。

以上のことを踏まえ、本章では、第 2 章で説明した東部南海トラフ域のメタンハイドレート濃集層地盤を模擬した試料に加えて、第 1 回海洋産出試験地域の天然コア試料を模擬した試料に対して三軸圧縮試験を行い、メタンハイドレート胚胎土の三軸せん断特性を評価する。また、第 1 回海洋産出試験地域で採取された天然コア試料のせん断試験結果と比較を行い、本研究で使用する模擬試料の再現性についても確認していく。三軸せん断特性の考察から得られた知見を、第 5 章の構成モデルに導入するために、構成則ならびにパラメータの導出を行っていく。

本節を概説とし、まず第 2 節では、本章で用いる第 1 回海洋産出試験地域のメタンハイドレート模擬試料について紹介する。次に第 3 節では、三軸圧縮試験の試験手順を説明したのち、第 4 節にて試験条件を述べる。続く第 5 節で、三軸圧縮試験結果を示し、メタンハイドレート胚胎土の三軸せん断特性の評価を行っていく。最後に第 6 節をもって、本章で得られた知見を要約する。

3.2 第1回海洋産出試験地域の海底地盤

図 3-1 は、海洋産出試験地である第二渥美海丘で採取された天然コア試料の粒径加積曲線を示している。図より、実地盤は砂分から粘土分に至るまで幅広い粒度で構成されていることが確認できる。本研究では、これらの粒度の中から、比較的砂分で構成され分布が類似している3つの粒度（図中破線）を対象にし、鉱物組成を調整して模擬試料を作製した（表 3-1）。なお、この試料の細粒分含有率は $F_c=30.0\%$ である。Yoneda et al. (2015b) は、この粒度に比較的に近い天然コア試料（AT1-C-8P）に対して三軸圧縮試験を行っている。3.5.1 節にて、この模擬試料と AT1-C-8P の実験結果の比較を行い、模擬試料の実地盤試料に対する再現性を確認する。

本章では、上記の試料に加え、第2章で説明した東部南海トラフ域の深海底地盤を模擬した試料 ($F_c=8.9\%$, $F_c=10.6\%$, $F_c=22.9\%$) を用いて実験を実施している。

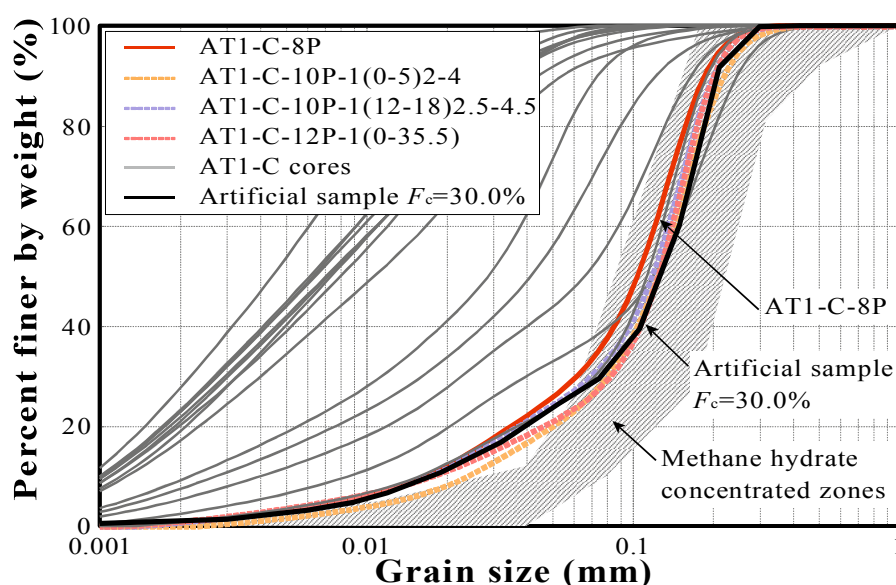


図 3-1 天然コア試料と模擬試料 ($F_c=30.0\%$) の粒径加積曲線
(Yoneda et al., 2015b に加筆)

表 3-1 模擬試料 ($F_c=30.0\%$) 作製に使用する鉱物の配合割合

[%]

Sample name	Kaolin	Mica	No.9 Silica sand	No.8 Silica sand	No.7 Silica sand	No.6 Silica sand	R55
$F_c=30.0\%$	0	5	35	50	10	0	10

3.3 試験手順

供試体作製および間隙圧負荷までの工程は、第2章2.4節と同じである。温度-間隙圧履歴を図3-2に示す。簡単に試験手順を説明すると以下のとおりである。凍結供試体を三軸セル室内に設置後（図3-2, a）、メタンガスを圧入し、供試体内にメタンハイドレートを生成する（図3-2, b）。一度、温度をメタンハイドレートの安定境界外まで上げ、メタンガスを供試体間隙内全体に行き渡らせる（図3-2, c）。その後、温度をメタンハイドレート安定境界内まで下げて、メタンハイドレートを供試体に均質に生成する（図3-2, d）。供試体の通水を行い、間隙圧を負荷（図3-2, e）、試験条件まで温度を調整する（図3-2, f）。間隙圧一定のまま所定の圧密応力まで圧密を行い、軸ひずみ速度0.1%/minで軸圧縮を行う。せん断終了後、間隙圧、温度共に安定境界の外に出し、ガスマスフローメーターで測定したメタンガス量からメタンハイドレート飽和率 S_{MH} を算出する。

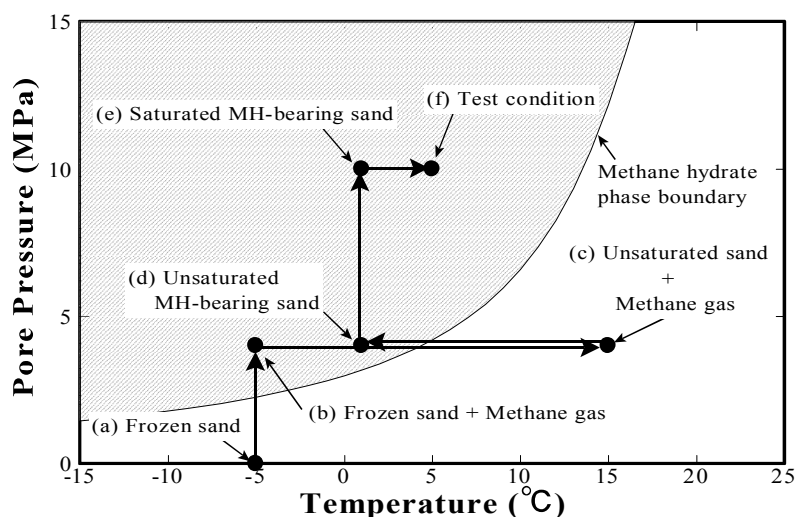


図3-2 メタンハイドレート胚胎土の三軸圧縮試験における温度-間隙圧履歴

3.4 試験条件

試験条件の一覧を表3-2に示す。本章においても、メタンハイドレート濃集層模擬試料に対して、メタンハイドレートを生成させないケース（ホスト砂模擬土）とメタンハイドレートを生成させるケース（メタンハイドレート胚胎土）で試験を実施した。試験は有効拘束圧 1, 3, 5MPa, 間隙水圧 10MPa, 温度はホスト砂模擬土に対しては 20°C, メタンハイドレート胚胎土に対しては 5°C の条件で行った。第2章と同様、目標の間隙率を 45%, メタンハイドレート飽和率を 30, 50%としている。

表 3-2 試験条件とせん断試験より得られた変形係数およびせん断強度

Sample name	Back pressure B.P. (MPa)	Temperature T (°C)	Effective confining pressure σ_c' (MPa)	Porosity n (%)	Degree of MH saturation S_{MH} (%)	Secant modulus E_{50} (MPa)	Shear strength q_{max} (MPa)
$F_c=8.9\%$	10	20	1	45.5	0.00	53.4	2.52
		5		45.3	31.1	200	2.70
				45.3	47.4	320	3.23
		20	3	44.9	0.00	207	6.55
		5		45.4	31.4	247	6.49
				45.2	47.4	520	7.49
		20	5	45.0	0.00	135	10.6
		5		45.0	31.7	213	11.2
				45.3	50.0	458	11.1
$F_c=10.6\%$	10	20	1	45.1	0.00	74.2	2.58
		5		45.9	24.7	277	2.77
				44.9	43.7	496	3.87
		20	3	46.9	0.00	107	6.95
		5		44.9	24.4	240	6.95
				45.1	40.3	635	7.49
		20	5	46.5	0.00	138	11.4
		5		45.7	47.9	1016	12.8
		$F_c=22.9\%$	10	20	1	45.1	0.00
5	45.0			24.3		50.7	2.44
	44.9			58.6		178	3.42
20	3			43.5	0.00	8.4	6.53
5				45.3	19.6	84.1	6.74
				44.8	44.0	368	8.45
20	5			44.5	0.00	110.1	10.9
$F_c=30.0\%$	10	20	1	45.0	0.00	41.6	2.92
		5		44.6	46.0	280	4.80
		20	3	44.4	0.00	76.8	6.99
		5		45.6	30.5	119	8.43
				45.5	38.3	263	9.55
		20	5	43.3	0.00	107	12.0

3.5 実験結果

3.5.1 メタンハイドレート胚胎土の強度変形特性

メタンハイドレート胚胎土のせん断試験結果を図 3-3 に示す。ここで、メタンハイドレート飽和率の影響を見るために、ホスト砂模擬土のせん断試験結果も同図にプロットし、有効拘束圧は 3MPa の結果を示している。いずれの試料においてもメタンハイドレートの増加に伴い、剛性およびせん断強度が増加している。体積ひずみはホスト砂模擬土では収縮一辺倒であるが、メタンハイドレートを含むことで初期に収縮傾向を示した後、膨張傾向に転ずる様子が見受けられる。

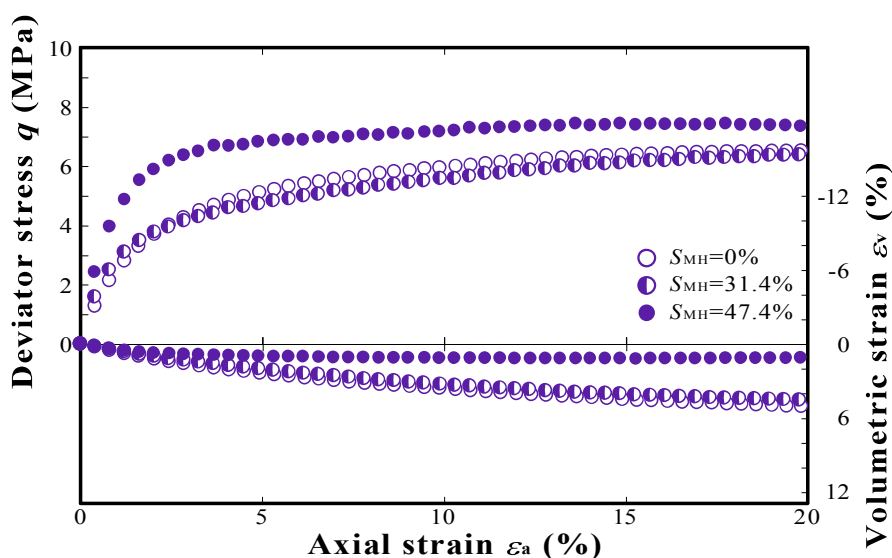


図 3-3a メタンハイドレート胚胎土の応力ひずみ関係 ($F_c=8.9\%$)

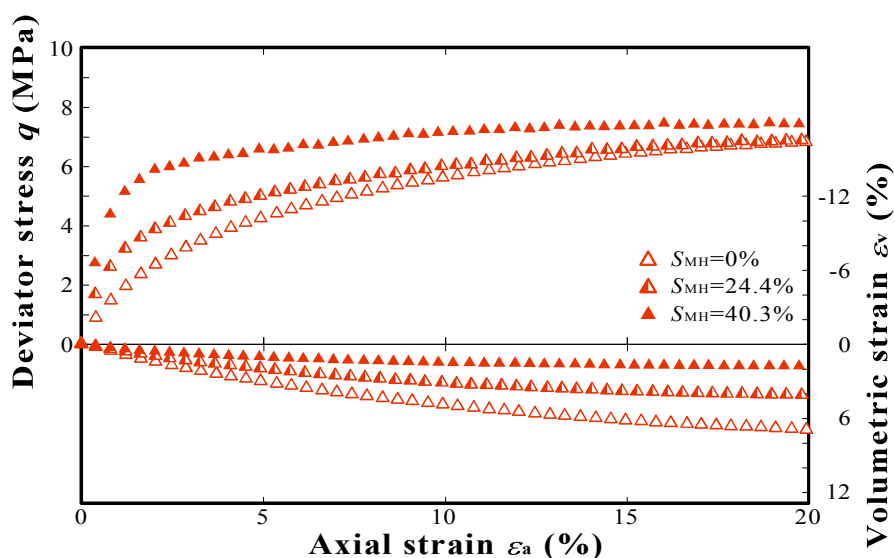


図 3-3b メタンハイドレート胚胎土の応力ひずみ関係 ($F_c=10.6\%$)

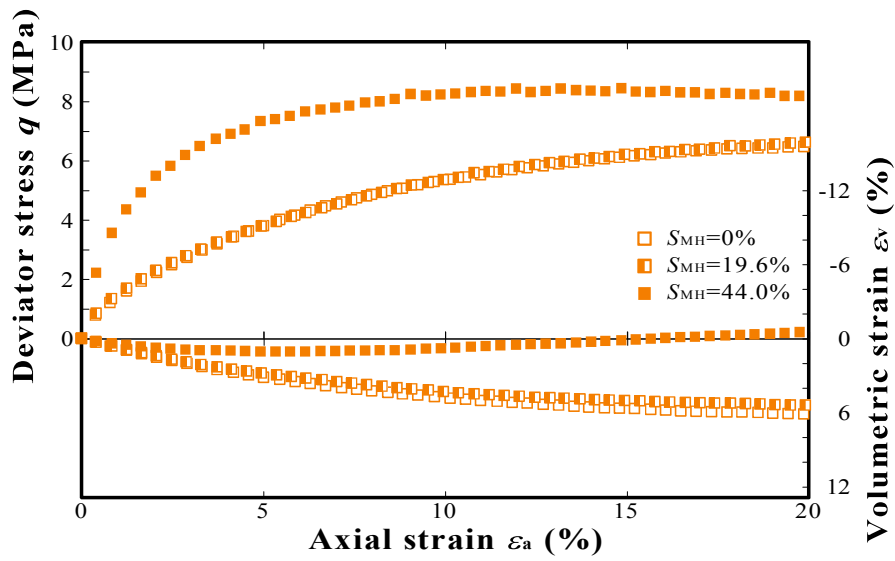


図 3-3c メタンハイドレート胚胎土の応力ひずみ関係 ($F_c=22.9\%$)

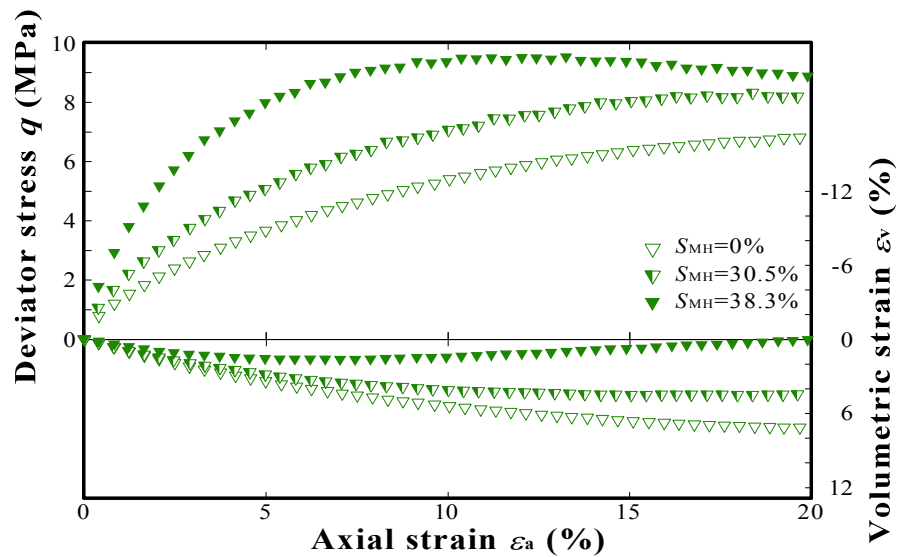


図 3-3d メタンハイドレート胚胎土の応力ひずみ関係 ($F_c=30.0\%$)

Yoneda et al. (2015b) は、第1回海洋産出試験地域から採取された天然コア試料に対して、排水および非排水条件で三軸圧縮試験を実施している。そして、これまでに得られた天然コア試料の実験結果と比較を行い、それらの強度特性について考察している。そこで、本研究で使用するメタンハイドレート胚胎土の実験結果と天然コア試料の実験結果を比較し、天然コア試料に対する本実験試料の再現性の確認を行う。

はじめに、図3-4に $F_c=30.0\%$ と比較対象とした天然コア試料 AT1-C-8P の応力ひずみ関係を示す。なお、AT1-C-8P ($S_{MH}=0\%$) は、AT1-C-8P ($S_{MH}=38.0\%$) の再構成試料である。また、比較するこれらの実験は、せん断試験開始時の有効拘束圧が異なるため、縦軸は応力比 ($\eta=q/p'$) の値を用いている。図より、ホスト砂模擬土についてみると両者ほぼ同じ応力ひずみ挙動を示していることがわかる。また、メタンハイドレート胚胎土についても、せん断強度に若干の差は見られるが、概ね類似した応力ひずみ挙動を示していることが確認される。したがって、本章で使用しているメタンハイドレート濃集層模擬試料 $F_c=30.0\%$ は、実地盤の強度特性を概ね再現できているといえる。

次に、図3-5に有効拘束圧で正規化した変形係数 E_{50}/σ_c' とメタンハイドレート飽和率 S_{MH} の関係を示す。なお、変形係数 E_{50} は式(3-1)を用いて求められる。

$$E_{50} = \frac{q_{\max}/2}{\varepsilon_{50}} \quad (3-1)$$

ここで、 q_{\max} は最大軸差応力、 ε_{50} は軸差応力が $q_{\max}/2$ のときの軸ひずみを示している。第1回海洋産出試験地域の天然コア試料と、東海沖～熊野灘地域から得られた天然コア試料に関する近似線も同図に示している。図より、本研究で使用した実験試料の変形係数は、第1回海洋産出試験地域から得られた天然コア試料の値に近いことがわかる。しかし、天然コア試料は片対数グラフ上で、変形係数の値がメタンハイドレート飽和率の増加に伴って線形的に大きくなるのに対し、本実験試料のメタンハイドレート胚胎土は各々で見ると、メタンハイドレート飽和率 20~30%付近から変形係数の増加傾向が顕著になる様子が見て取れる。

図3-6は、せん断強度 q_{\max} と有効拘束圧 σ_c' の関係を示している。図中、Yoneda et al. (2015b) による天然コア試料の実験から得られた破壊線と、天然コア試料 AT1-C-8P のせん断強度のデータも併せて示している。本実験結果と天然コア試料の実験結果を評価すると、同程度のメタンハイドレート飽和率であっても試料によりせん断強度が異なるため、1つの破壊線で評価することは困難であり、破壊領域が存在することがいえる。

図3-7は、せん断強度差 D_s とメタンハイドレート飽和率 S_{MH} の関係を表している。せん断強度差はメタンハイドレート胚胎土のせん断強度からホスト砂模擬土のせん断強度を除いた値である。いずれの試料においても、メタンハイドレート飽和率が 20~30%付近からせん断強度差の増加傾向が顕著になる様子が確認される。Yoneda et al. (2015b) は、せん断強度差とメタンハイドレート飽和率の関係は、式(3-2)のように累乗関数で定式化できると述べている。

$$D_{s(S_{MH})} = \alpha S_{MH}^{\beta} \quad (3-2)$$

図中、破線および点線は、式(3-2)を用いて求めた各試料の実験結果に対するフィッティングラインである。また、Yoneda et al. (2015b) によって求められた天然コア試料のフィッティングラインも併せて示している。図より、 $F_c=22.9\%$ または $F_c=30.0\%$ の結果が天然コア試料の結果に近いといえる。

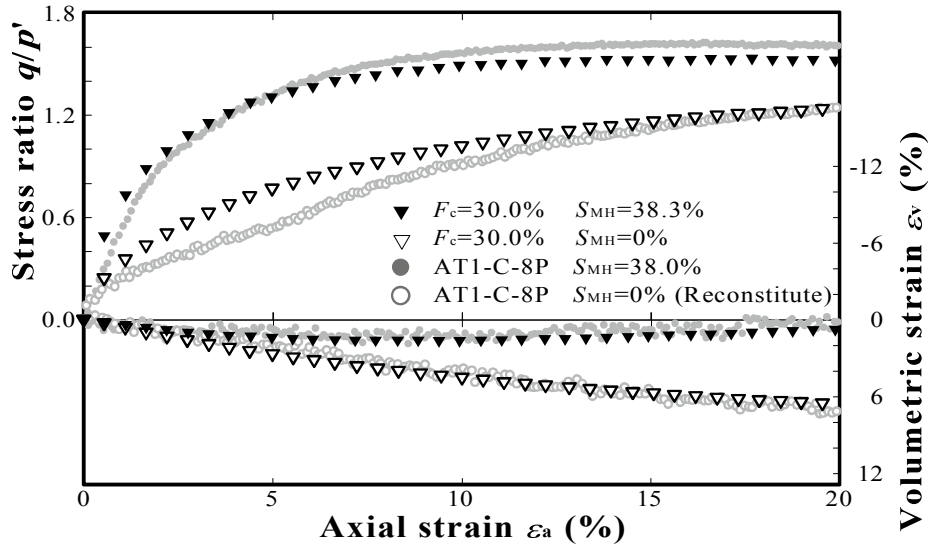


図 3-4 $F_c=30.0\%$ および天然コア試料の応力ひずみ関係 (Yoneda et al., 2015b よりデータを一部引用)

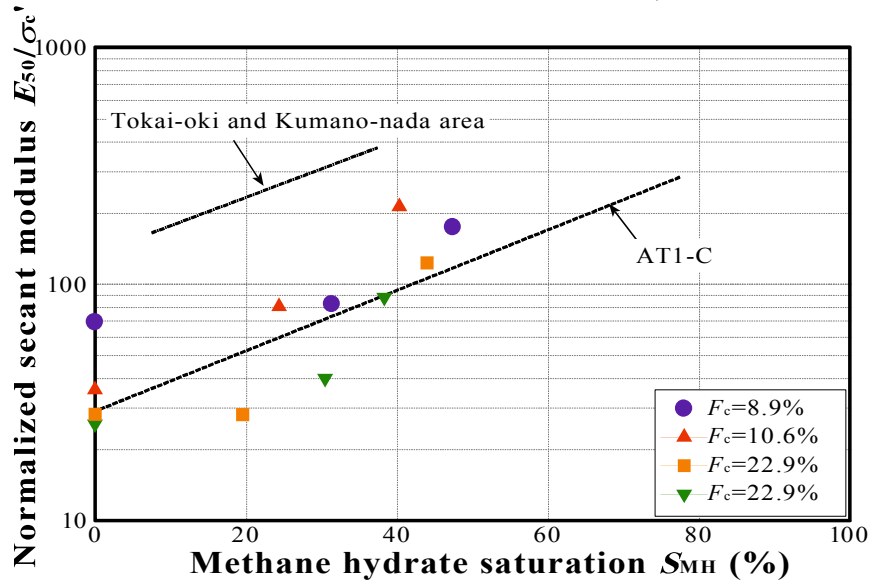


図 3-5 変形係数とメタンハイドレート飽和率の関係 (Yoneda et al., 2015b よりデータを一部引用)

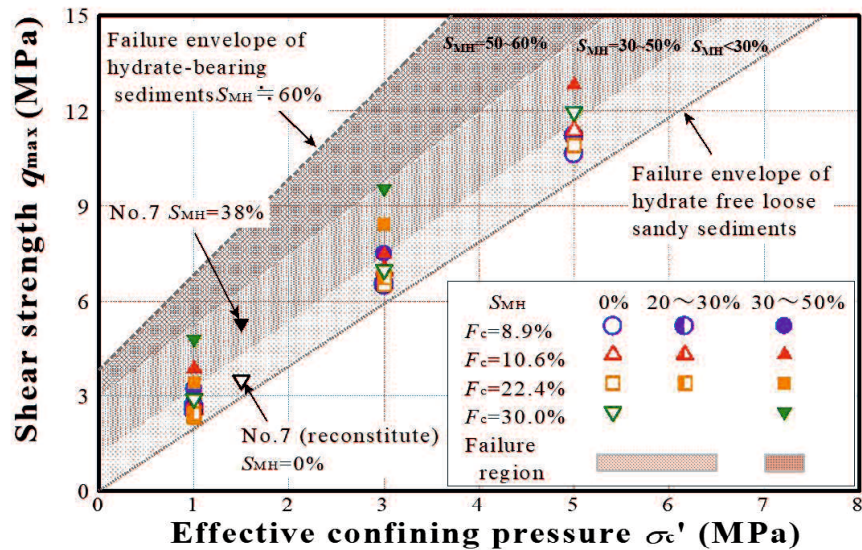


図 3-6 せん断強度と有効拘束圧の関係 (Yoneda et al., 2015b よりデータを一部引用)

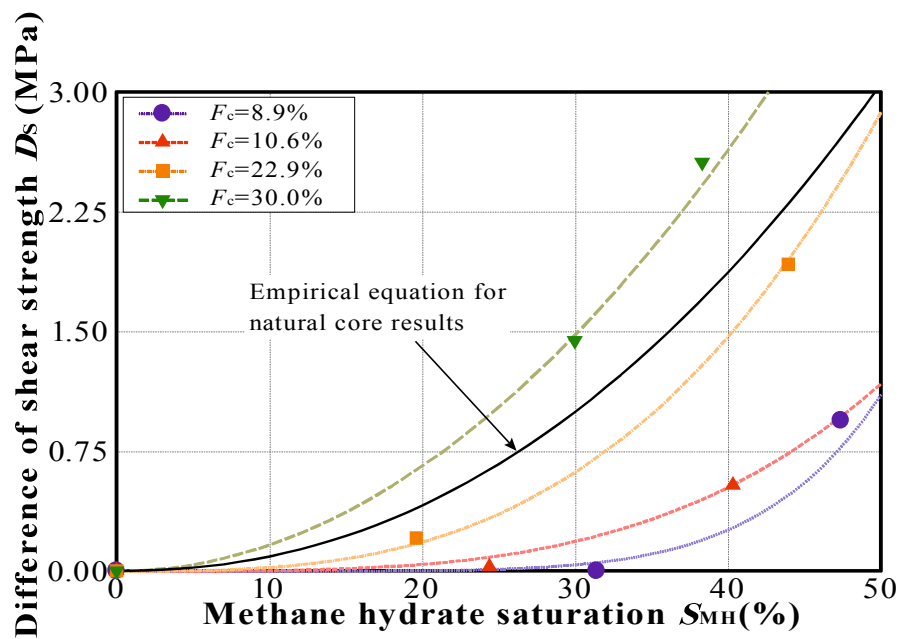


図 3-7 せん断強度差とメタンハイドレート飽和率の関係 (Yoneda et al., 2015b よりデータを一部引用)

3.5.2 メタンハイドレート胚胎土の強度特性に及ぼす細粒分の影響

前章節より、同程度のメタンハイドレート飽和率であっても、母材となる土の種類によって異なる強度特性を示すことがわかった。そこで、メタンハイドレート胚胎土中の細粒分含有率の違いが、強度特性におよぼす影響を把握していく。おおよそ同じメタンハイドレート飽和率の試料を比較するために、メタンハイドレート飽和率ごとの応力ひずみ関係を図 3-8 に示す。有効拘束圧は 3MPa の結果について示している。ホスト砂模擬土において、試料の違いによるせん断強度の違いは明確には見られないが、メタンハイドレート胚胎土では、その違いが顕著に表れている様子がうかがえる。

次に、変形係数 E_{50} と細粒分含有率 F_c の関係を図 3-9 に示す。ホスト砂模擬土、メタンハイドレート胚胎土のいずれにおいても、細粒分含有率が高い試料ほど変形係数 E_{50} が小さくなる傾向が見て取れる。

続いて、図 3-10 にせん断強度 q_{max} と細粒分含有率 F_c の関係を示す。ホスト砂模擬土においては、細粒分含有率のちがいに依らず、せん断強度の値は概ね同値を示している。メタンハイドレート胚胎土の結果については、細粒分含有率が低い試料では、せん断強度に大きな違いは見られないが、細粒分含有率が 15%程度を境に、細粒分含有率の増加に伴うせん断強度の増加傾向が顕著に表れるようである。したがって、メタンハイドレート胚胎土に関しては、図に示すように非線形な増加関数で補間できるといえる。また、 $F_c=30.0\%$ は、他の試料に比べてメタンハイドレートを含むことによる強度増加が突出している様子が見受けられる。青山ら (2003) は、固結構造を有するセメント固化材料の力学特性は、砂の種類や状態により異なるという見地から、細粒分含有率の異なるセメント改良土を用いて力学特性を調べている。その中で行われたベーンせん断試験の結果によると、細粒分含有率 30%以上から強度増加が大きくなる傾向が示されることを報告している。メタンハイドレート胚胎土もセメント改良土のように粒子間に固結構造を形成しているため、細粒分含有率が高い試料で大きなせん断強度を示したと考えられる。また、Masuda et al. (2018) によると、ホスト砂模擬土において、細粒分含有率 $F_c>15\%$ になると、その土の剛性、強度は細粒分に支配されると述べている。図 3-11 に示すように、細粒分を含むメタンハイドレート胚胎土は、せん断応力が作用しても、固結されたクラスターが比較的に大きなサイズで残り、せん断抵抗に寄与していると考えられる (Hyodo et al., 2017)。これら既往の研究結果と本研究結果から考察すると、細粒分含有率 $F_c>15\%$ 程度から、細粒分は土の骨格形成に寄与すると考えられる。そして、そのような土にメタンハイドレートが生成されると、細粒分を架橋するように砂粒子は固結され、比較的大きなクラスターが形成されるため、それらがせん断抵抗に寄与していると推察できる。

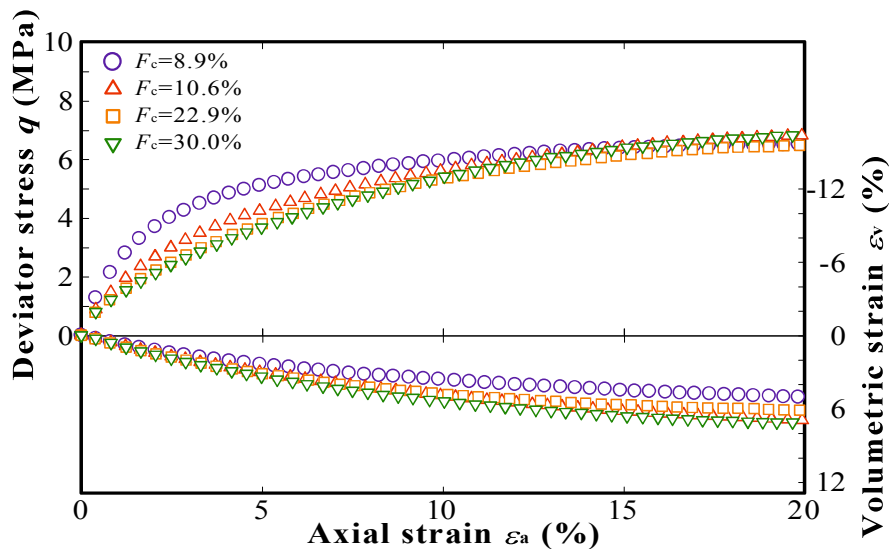


図 3-8a メタンハイドレート飽和率ごとの応力ひずみ関係 ($S_{MH}=0\%$)

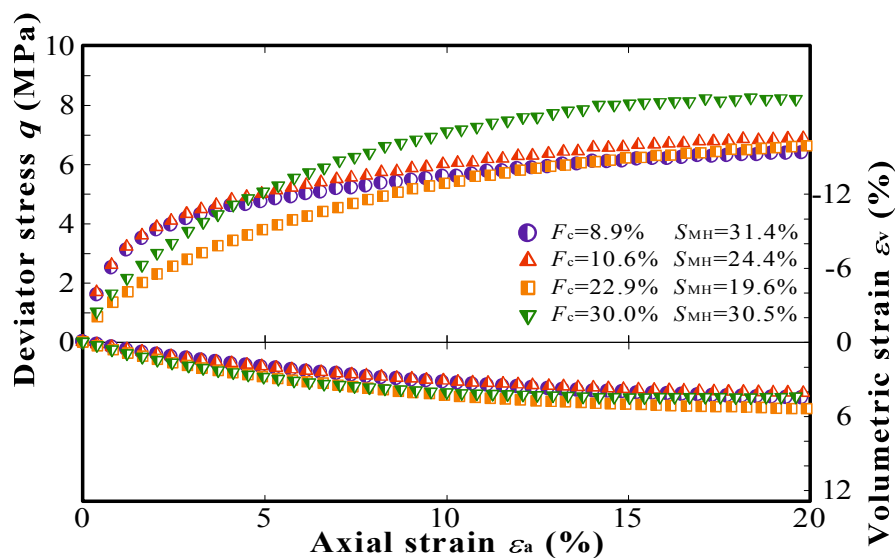


図 3-8b メタンハイドレート飽和率ごとの応力ひずみ関係 ($S_{MH} \doteq 20\sim 30\%$)

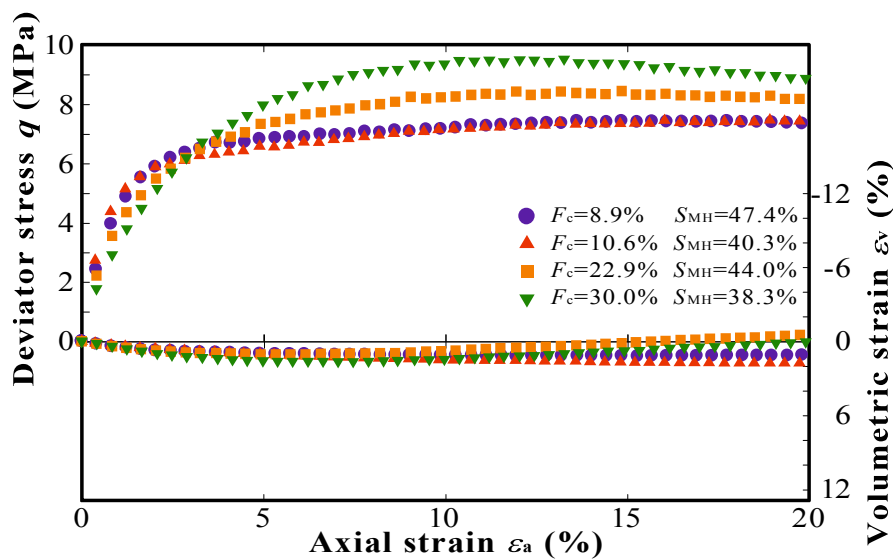


図 3-8c メタンハイドレート飽和率ごとの応力ひずみ関係 ($S_{MH} \doteq 40\sim 50\%$)

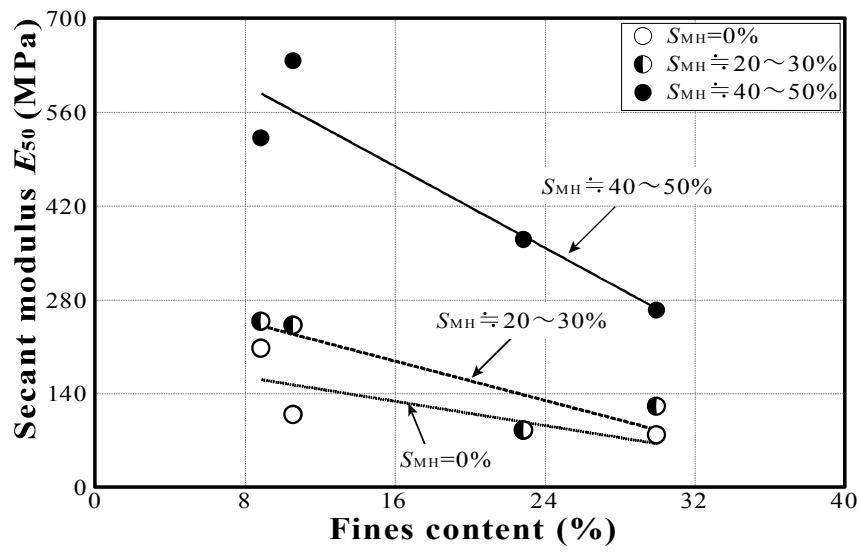


図 3-9 変形係数と細粒分含有率の関係

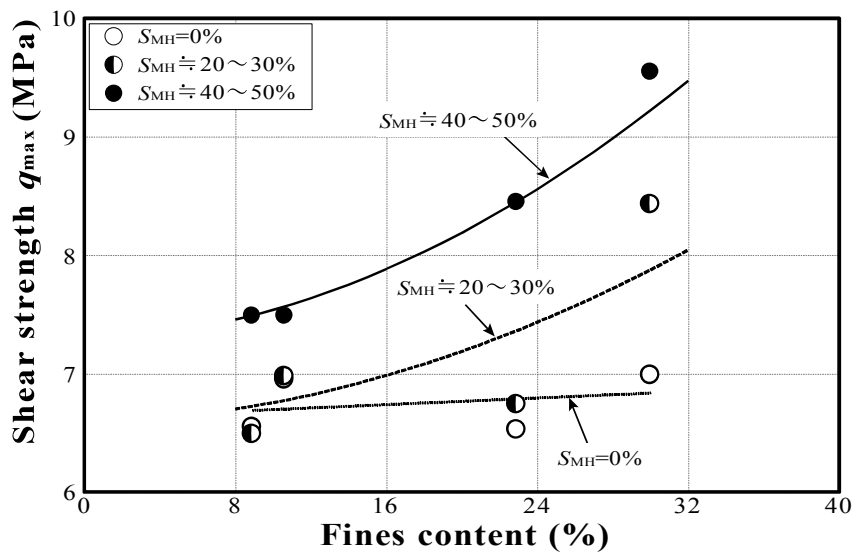


図 3-10 せん断強度と細粒分含有率の関係

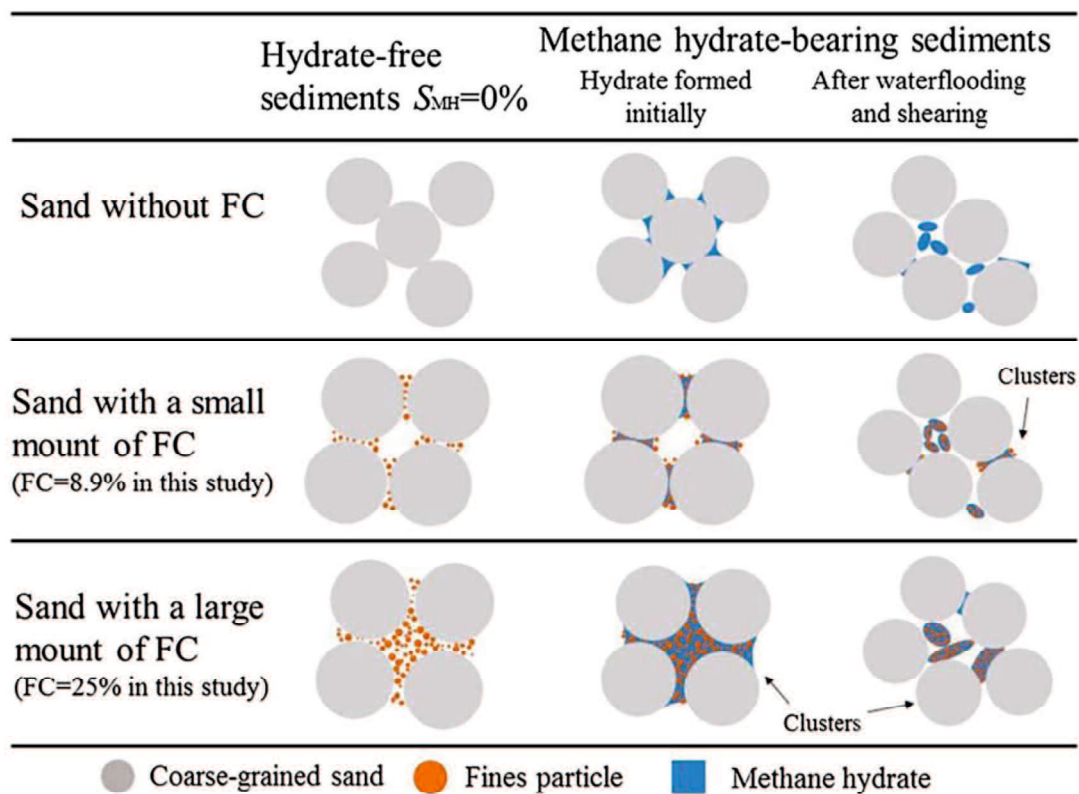


図 3-11 細粒分を含むメタンハイドレート胚胎土の強度発現のメカニズム (Hyodo et al., 2017)

3.5.3 メタンハイドレートのセメンテーションによる強度増加の定量的評価

3.5.1 節の実験結果から、メタンハイドレートを含むことでその土の剛性およびせん断強度は増加し、破壊線が高強度側へ推移することが認められた。これは、メタンハイドレートのセメンテーションにより固結構造が発達するためである。そこで、メタンハイドレートのセメンテーションによる強度増加の定量的評価を行っていく。図 3-12 に粘着力 c_d とメタンハイドレート飽和率 S_{MH} の関係、図 3-13 に内部摩擦角 ϕ_d とメタンハイドレート飽和率 S_{MH} の関係を示す。なお、添え字の d は排水条件の試験より得られた強度パラメータであることを意味する。

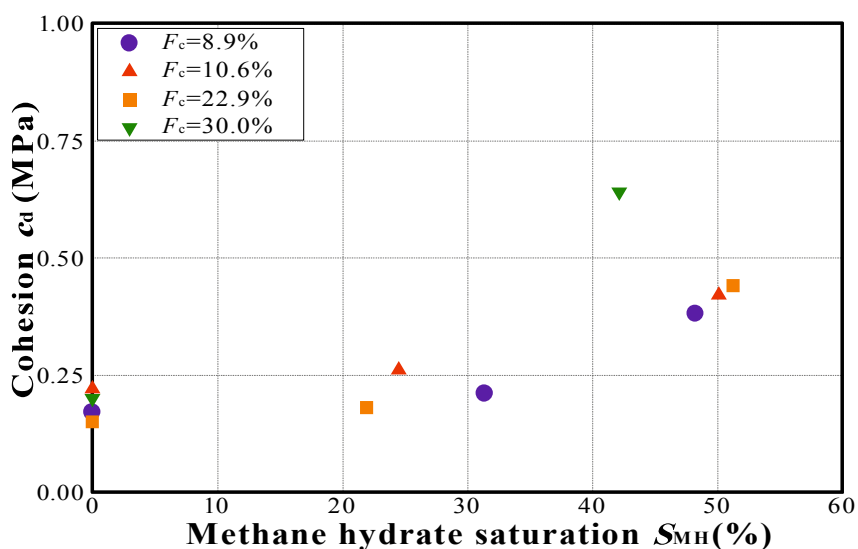


図 3-12 粘着力とメタンハイドレート飽和率の関係

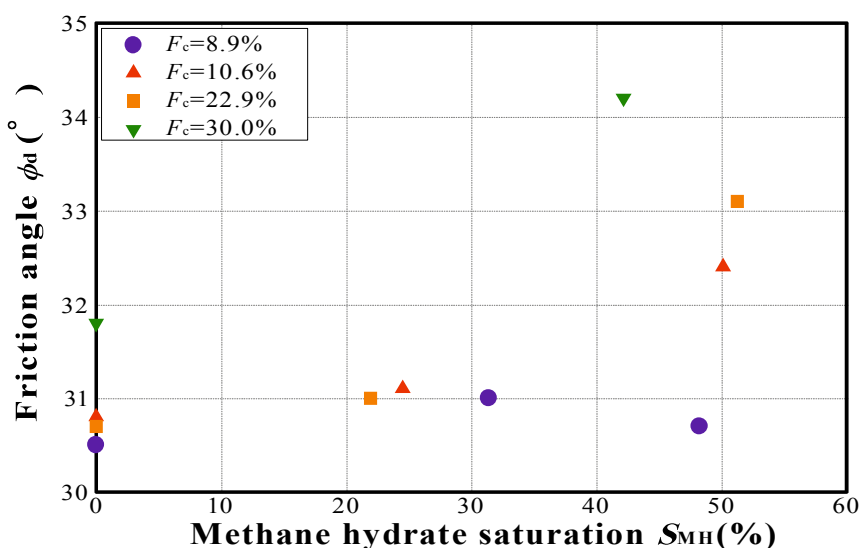


図 3-13 内部摩擦角とメタンハイドレート飽和率の関係

既往の研究成果では、メタンハイドレート飽和率の増加に伴う強度増加は粘着力 c に現れ、内部摩擦角 ϕ にはさほど影響を与えないという見解を示している (Masui et al., 2005)。しかし、図 3-13 から読み取れるように、細粒分含有率が高い試料においてはメタンハイドレート飽和率の増加に伴い、内部摩擦角も増加している。メタンハイドレート飽和率の増加による強度増加が、内部摩擦角にも現れるという見解は Yoneda et al. (2017) も示している。メタンハイドレート胚胎土の強度特性の評価式として、これまで Mohr-Coulomb の破壊規準を適用した研究成果が多い。例えば、Jung and Santamarina (2011) は、メタンハイドレート飽和率の増加による強度増加が粘着力成分に現れるとし、さらにその粘着力成分が、メタンハイドレート飽和率とメタンハイドレート自体の引張応力 σ_t から求められるという考察のもとで、Mohr-Coulomb の破壊規準からせん断強度の推定式を式(3-3)のように提案している。

$$\tau_f = c_{(S_{MH})} + \sigma_n \tan \phi = 1.6S_{MH}\sigma_t + \sigma_n \tan \phi \quad (3-3)$$

しかし、式(3-3)はメタンハイドレート飽和率の増加に伴い、せん断強度が線形的に増加するというものである。既往の研究および図 3-7 を見ても分かるように、せん断強度とメタンハイドレート飽和率の関係は非線形な関数で与えられるというのが妥当である。一方、宮崎ら (2010) は、粘着力がメタンハイドレート飽和率の関数であり、内部摩擦角がメタンハイドレート飽和率に依存しない定数であると仮定をおき、Mohr-Coulomb の破壊規準から、メタンハイドレート胚胎土の粘着力の推定式を式(3-4)のように提案している。なお、式(3-4)を用いてせん断強度を表すと式(3-5)のようになる。

$$c_{(S_{MH})} = c_{(S_{MH}=0)} + \frac{1 - \sin \phi}{2 \cdot \sin \phi} \alpha \cdot S_{MH}^\beta \quad (3-4)$$

$$\tau_f = c_{(S_{MH})} + \sigma_n \tan \phi = c_{(S_{MH}=0)} + \frac{1 - \sin \phi}{2 \cdot \sin \phi} \alpha \cdot S_{MH}^\beta + \sigma_n \tan \phi \quad (3-5)$$

これらの提案式は、いずれも内部摩擦角がメタンハイドレート飽和率に依存しないと仮定している。Yoneda et al. (2017) はメタンハイドレート飽和率の増加に伴い内部摩擦角も大きくなるという実験事実に基づき、強度推定式を式(3-6)のように導いている。

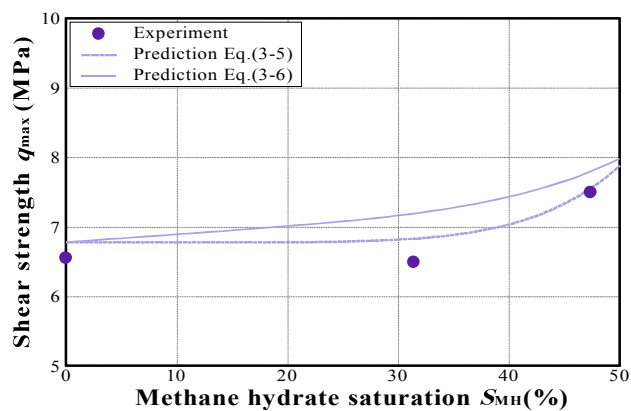
$$\tau_f = c_{(S_{MH})} + \sigma_n \tan \phi_{(S_{MH})} = c_{(S_{MH}=0)} + 1.6S_{MH}\sigma_t + \sigma_n \tan(\phi + \alpha S_{MH}^\beta) \quad (3-6)$$

図 3-14 に式(3-5)および式(3-6)から求めたせん断強度の予測線を示す。なお、式中のパラメータ α および β は、せん断強度差とメタンハイドレート飽和率の関係、または内部摩擦角とメタンハイドレート飽和率の関係より求められる。また、メタンハイドレートの引張応力 σ_t は Jung and Santamarina (2011) の結果に基づき、 $\sigma_t = 0.2 \text{MPa}$ としている。メタンハイドレート飽和率、実験試料によってどちらの強度推定式が妥当であるかは異なるため、採用すべき式は判断し難い。そこで、式(3-7)により平均相対誤差を計算する。

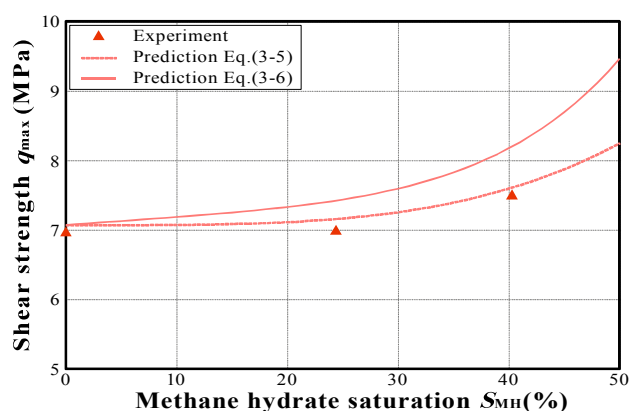
$$\sigma = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{(q_{\max}^{\text{pre}})_i - (q_{\max}^{\text{exp}})_i}{(q_{\max}^{\text{exp}})_i} \right| \quad (3-7)$$

n はデータ数 ($n=3$)、 q_{\max}^{pre} は強度推定式によるせん断強度の予測値、 q_{\max}^{exp} はせん断強度の実験値を示している。平均相対誤差をそれぞれ求めたところ、式(3-5)の場合では平均 3.4%、式(3-6)の場合では

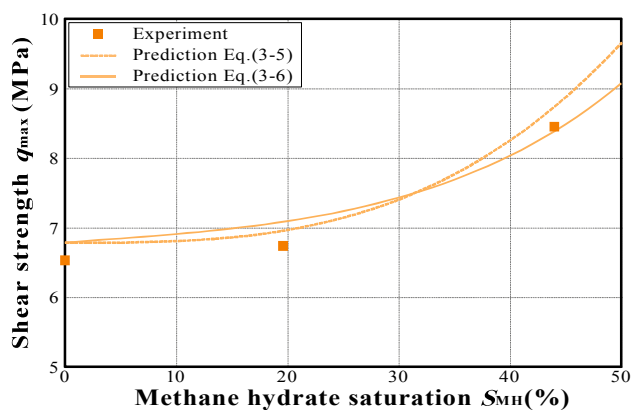
平均 4.8%であったため、本研究の実験結果については、式(3-5)の方がやや精度が良いといえる。しかし、式(3-5)は一軸圧縮強度を過大評価してしまうことが指摘されているため留意しなければならない (Yoneda et al., 2017)。また、図 3-13 で示したように、内部摩擦角の値も試料によってはメタンハイドレート飽和率に依存するため、実験事実を考慮すると式(3-6)の方が妥当であるといえる。



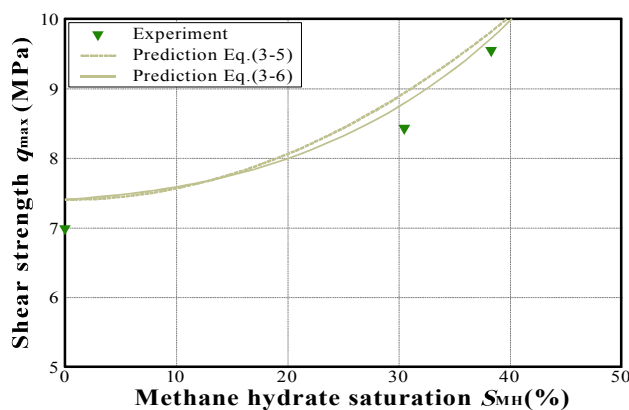
(a) $F_c=8.9\%$



(b) $F_c=10.6\%$



(c) $F_c=22.9\%$



(d) $F_c=30.0\%$

図 3-14 強度推定式によるせん断強度の予測値

一方で, Kasama et al. (2000) は, セメント改良土におけるセメントの固結力による強度増加を内部応力 p_r という指標を用いて評価している. 内部応力とは, 図 3-15 に示すように, 破壊線の p 軸切片値として与えたものである. なお, 本研究では内部応力 p_r を p_{int} と表記して取り扱う. Kasama et al. (2000) の方法で求めた内部応力 p_{int} とメタンハイドレート飽和率 S_{MH} の関係を図 3-16 に示す. 試料により差はあるが, メタンハイドレート飽和率 20~30% 付近を境に内部応力の値が著しく増加する傾向が確認され, 細粒分含有率の高い試料ほど, 低いメタンハイドレート飽和率で曲率が大きくなる結果を示している. せん断強度差とメタンハイドレート飽和率の関係を示す曲線の形に類似していることから, 内部応力とメタンハイドレート飽和率の関係も式(3-8)のように累乗関数で定式化できるといえる.

$$p_{int}(S_{MH}) = \zeta S_{MH}^{\psi} \quad (3-8)$$

式中のパラメータ ζ は, メタンハイドレート飽和率による内部応力の増加割合の程度を表し, 値が大きいほど曲線の曲率が大きくなる. また, パラメータ ψ はメタンハイドレート飽和率の増加の程度を表し, 値が大きい程メタンハイドレート飽和率の高い条件で内部応力の増加が顕著になり始める. 図 3-17 にパラメータ ζ , ψ と細粒分含有率 F_c の関係を示す. 図より, パラメータ ζ については, $F_c=8.9\%$ の値を無視するならば, 細粒分含有率が高いほど値が大きくなる傾向を示している. 一方, パラメータ ψ についてみると, 細粒分含有率の増加に伴い値が非線形的に小さくなる傾向が認められる. つまり, 細粒分含有率の高い試料ほど, メタンハイドレート飽和率の増加に伴い, 内部応力の増加は顕著であり, メタンハイドレート飽和率が低い状態からメタンハイドレートがその土の強度に寄与することを意味している.

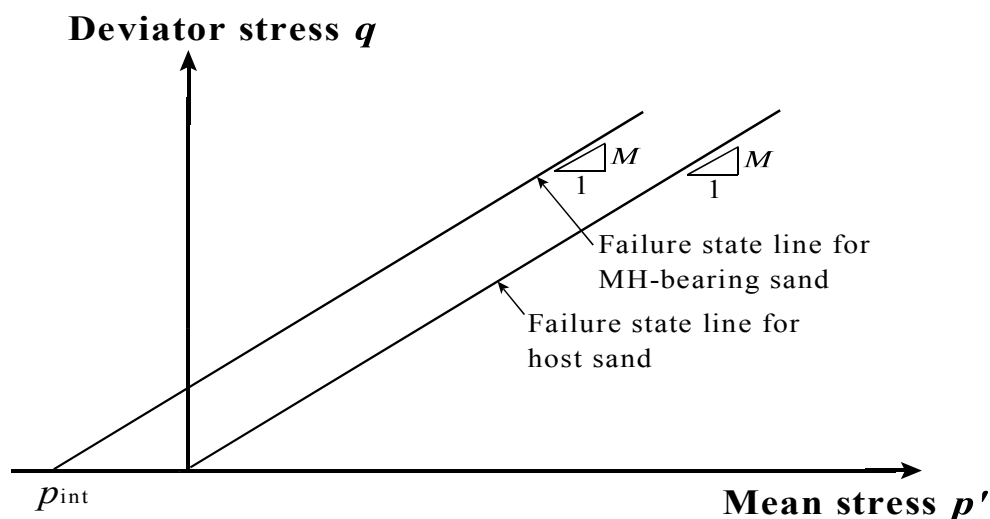


図 3-15 内部応力の決定方法 (Kasama et al., 2000 を参考に作成)

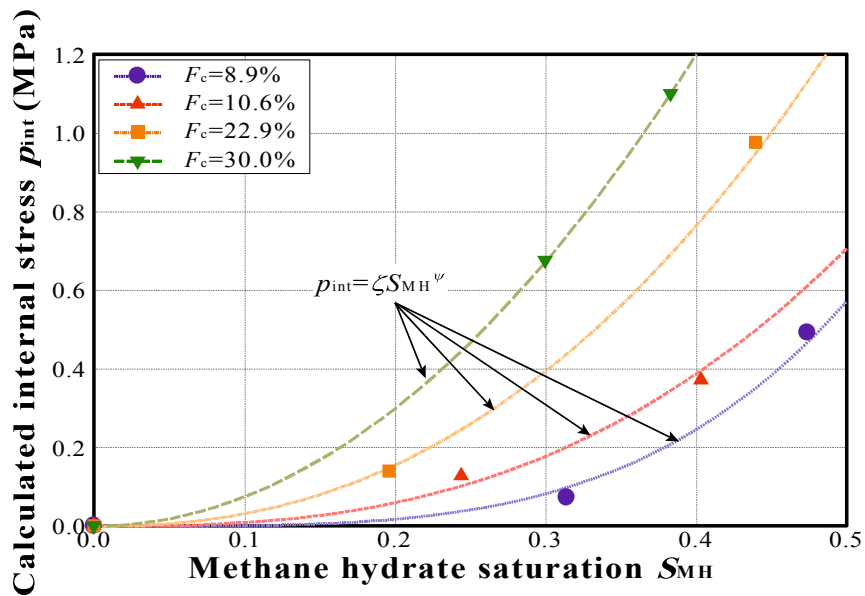


図 3-16 内部応力とメタンハイドレート飽和率の関係

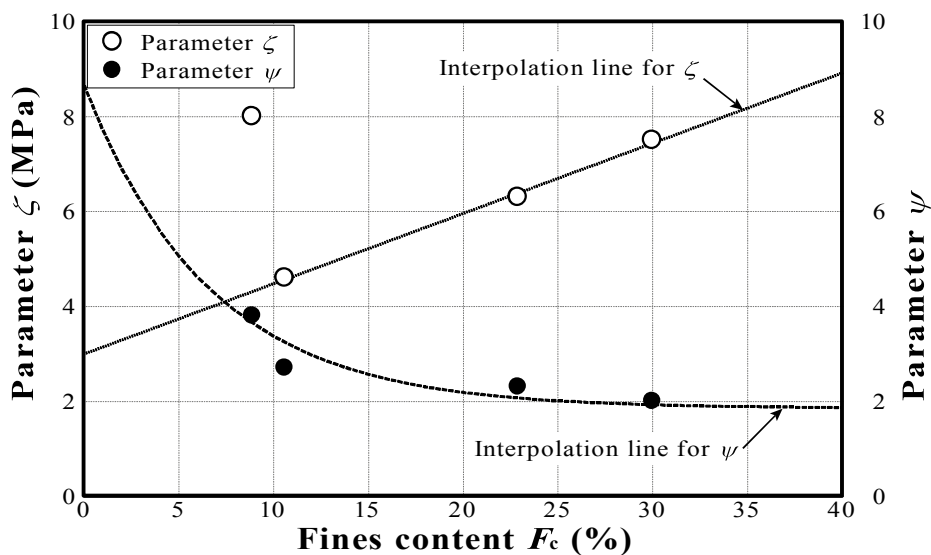


図 3-17 内部応力決定パラメータと細粒分含有率の関係

3.5.4 メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンシー特性

メタンハイドレート胚胎土の強度発現は、メタンハイドレートのセメンテーションにより固結された土粒子同士の乗り越えによるダイレイタンシーが大きく寄与していると考えられる (Waite et al., 2009). したがって、メタンハイドレート胚胎土のせん断特性を把握する上で、応力とダイレイタンシーの関係 (ストレスダイレイタンシー関係) を評価することは欠かせないといえる. メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンシー特性を考察した研究は数少ないが、例えば、Pinkert et al. (2017) は Rowe (1969) のストレスダイレイタンシー式を用いて評価している.

一方で、安福ら (1991) は土の異方性を表現可能なストレスダイレイタンシー式を次のように提案している.

$$\frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_s^p} = \frac{(M - (2 - C)\alpha)M - (\eta - (2 - C)\alpha)\eta}{C(\eta - \alpha)} \quad (3-9)$$

ここで、 α は異方性を表すパラメータ、 C はストレスダイレイタンシー曲線の勾配を評価するパラメータである. $\alpha=0$ のとき、Yasufuku et al. (1988) の等方硬化型のストレスダイレイタンシー式となり、次式で示される.

$$\frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_s^p} = \frac{M^2 - \eta^2}{C\eta} \quad (3-10)$$

また $C=2$ のときは、Dafalias (1987) の異方圧密粘土に対するストレスダイレイタンシー式となる.

$$\frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_s^p} = \frac{M^2 - \eta^2}{2(\eta - \alpha)} \quad (3-11)$$

さらに、 $\alpha=0$ 、 $C=2$ のときは、Roscoe and Burland (1968) の修正 Cam-clay モデル型のストレスダイレイタンシー式に帰着する.

$$\frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_s^p} = \frac{M^2 - \eta^2}{2\eta} \quad (3-12)$$

Kasama et al. (2010) は、式(3-10)中の応力比に内部応力成分を取り入れ、セメント改良土のように内部に固結構造を有する土にも適用できるストレスダイレイタンシー式を提案している.

$$\frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_s^p} = \frac{M^2 - \eta^{*2}}{C\eta^*} \quad (3-13)$$

$$\eta^* = \frac{q}{p + p_{\text{int}}} \quad (3-14)$$

図 3-18 に、実験より得られた各試料のストレスダイレイタンシー関係を示す. なお、メタンハイドレート胚胎土はメタンハイドレートによるセメンテーションの影響を受けるため、応力比は式(3-14)に示す内部応力を加味したものとしている. 内部応力は、破壊に至るまでは消散が小さいものと仮定し、図 3-15 の方法で求めた値を用いている. また、塑性ひずみ増分は全ひずみ増分から弾性ひ

ずみ増分を除いて求めている。図より、いずれの試料においてもメタンハイドレート飽和率の増加に伴い、ストレスダイレイタンス曲線の勾配が大きくなることに加え、塑性ひずみ増分比が正の値をとる様子が認められる。したがって、メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンス特性を評価する場合、ストレスダイレイタンス曲線の勾配を評価する必要があるといえる。本研究では、式(3-13)を用いて定量的な評価を行っていくこととする。図中、点線、破線および実線は、式(3-13)中のパラメータ C の値を最小二乗法から求めて導いた理論線を示している。メタンハイドレートを含む場合においても母材が同じであれば、限界応力比 M は、ホスト砂模擬土のそれとほぼ同値であることが実験結果から読み取れる。そのため限界応力比 M は、ホスト砂模擬土の塑性ひずみ増分比 $d\varepsilon^p/d\varepsilon^p=0$ のときの応力比としている。図 3-19 に、パラメータ C と細粒分含有率 F_c の関係を示す。ホスト砂模擬土においては、細粒分含有率の増加に伴い、パラメータ C の値が次第に 2 に近づいていく傾向が見て取れる。これは、骨格の主体が砂側から細粒分側に推移していき、Cam-clay 型の挙動、つまり粘土の挙動に近づいていくことに関連していると考えられる。また、いずれの試料においてもメタンハイドレート飽和率の増加に伴いパラメータ C の値が大きくなり、同程度のメタンハイドレート飽和率で比較すると、細粒分含有率の高い試料ほどパラメータ C の値が大きくなる。これは、メタンハイドレートのセメンテーションにより砂粒子が団粒化し、ダイレイティブな挙動に推移したことによるものと考えられ、細粒分含有率の高い試料ほどそれが顕著に表れたといえる。Kasama et al. (2010) の提案するストレスダイレイタンス式を用いることで、メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンス特性を概ね表現できることが確認される。

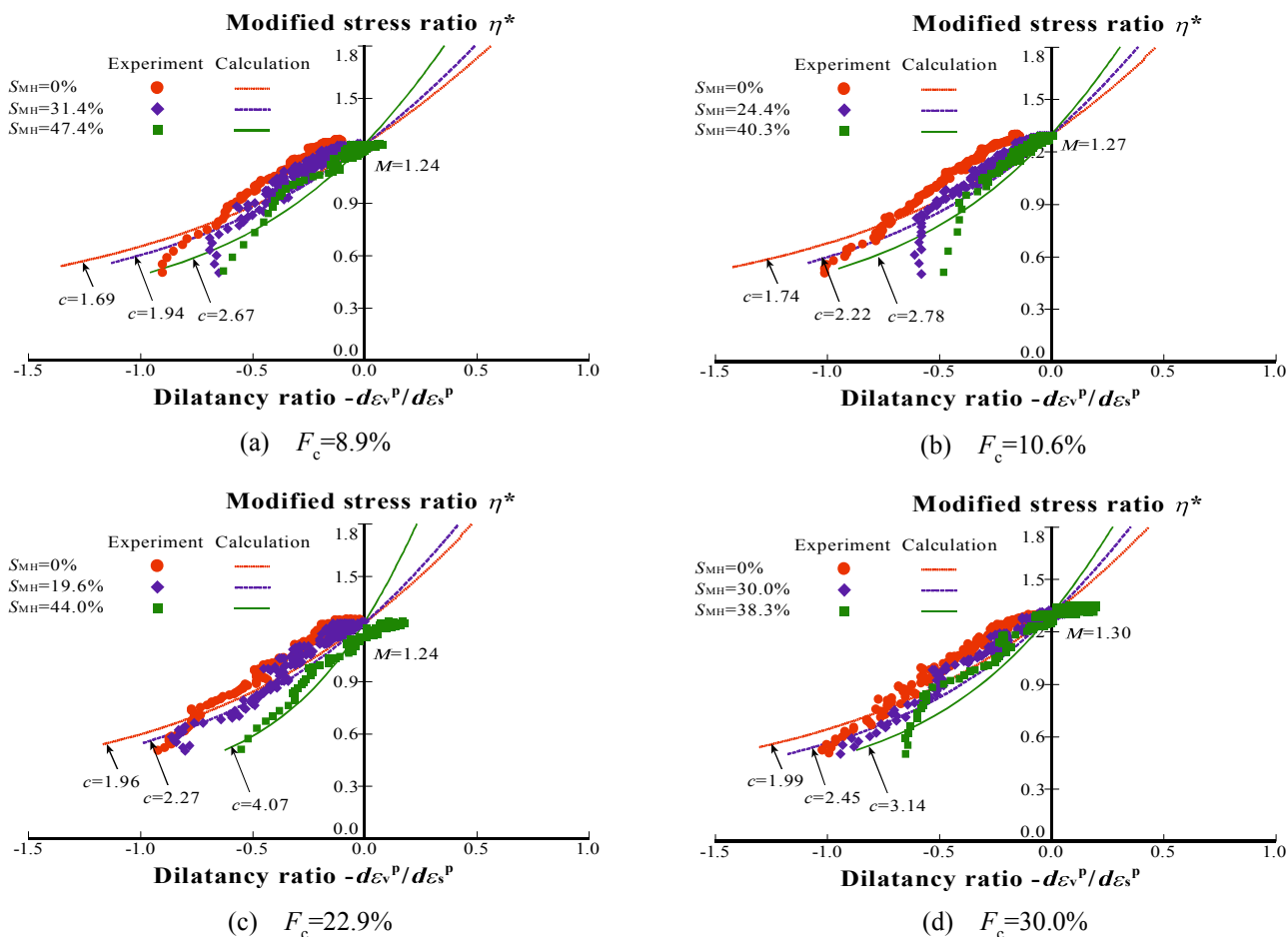


図 3-18 メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンスー関係

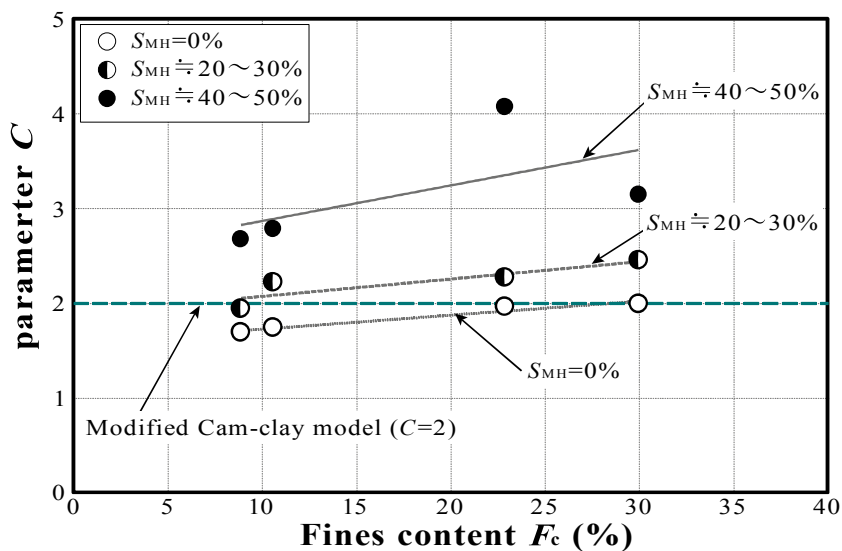


図 3-19 ストレスダイレイタンスー曲線の曲率を決定するパラメータと細粒分含有率の関係

3.5.5 メタンハイドレート胚胎土の限界状態の評価

これまで、多くの地盤材料の力学特性が、限界状態理論に従うとされてきたが、メタンハイドレート胚胎土がこの枠組みに位置づけられるかどうかを追求した研究成果は数少ない。間隙比-平均主応力方面において、メタンハイドレート胚胎土の限界状態線 (Critical state line) が高压側にシフトする傾向は確認されているが (Hyodo et al., 2013), 実地盤の粒度を有する土に対する検討や、それらを定量的に評価した研究成果はほとんどない。

限界状態とは、せん断される土が初期状態に関わらず、破壊時にある状態に収束することをいい (地盤工学会, 2006), Roscoe ら (1958) によって定義されたものである。定義上、限界状態時には、軸差応力、体積ひずみ、平均主応力の増分がゼロであり、せん断ひずみのみが進行する状態ではなくてはならないが、要素試験において、理想的な限界状態を再現することは困難であるため、本研究では、軸ひずみ 20% 時を限界状態とした。

図 3-20 に、 $F_c=8.9\%$ のせん断過程における間隙比 e と平均有効主応力 p' の関係を示す。図中実線は、せん断終了 (軸ひずみ 20%) 時の各プロットを近似して描いた限界状態線である。また図には、第 2 章で得られた、等方圧密除荷曲線と正規圧密曲線も併せて示している。ここで、描いている正規圧密曲線は、 $e-\ln p'$ 面における圧縮曲線の結果から求めたものであり、第 2 章で定義した $\Delta e-\ln p'$ 上の正規圧密曲線とは厳密には異なる。せん断開始前における圧密終了後の間隙比をみると、等方圧密試験で得られた圧縮曲線よりも若干密な側にある様子が見られるが、初期間隙比、または圧密時の载荷速度や载荷履歴の影響が現れていると考えられる。

各メタンハイドレート飽和率の試料について、 $q-p'$ 面および $e-\ln p'$ 面上に限界状態線を描くと、それぞれ図 3-21, 図 3-22 のようになる。いずれの場合も、限界状態線の傾きは、メタンハイドレートを含むことによって大きく変化しないことがわかる。メタンハイドレートによる影響は、限界状態線の切片値に現われるようである。図 3-23 に、 $e-\ln p'$ 面における限界状態線の傾き λ^* および切片値 Γ とメタンハイドレート飽和率 S_{MH} の関係を示す。この図からも、メタンハイドレートの存在が土の限界状態時に及ぼす影響は、限界状態線の切片値に大きく現れることが認められる。なお図中、限界状態線の傾きについては、メタンハイドレート飽和率に依存しないとして補間線を描いている。

図 3-24 は、圧縮指数 λ および限界状態線の傾き λ^* とメタンハイドレート飽和率 S_{MH} の関係を示している。ホスト砂模擬土については、圧縮指数と限界状態線の傾きの値に大きな違いがあるが、メタンハイドレート胚胎土は、両者が概ね近い値を示している。したがって、メタンハイドレート生産前のようなメタンハイドレート飽和率が高い地盤の力学挙動に対しては、限界状態土質力学が十分適用できるといえるが、生産中にメタンハイドレート飽和率が比較的に低くなった状態や生産終了後の地盤については吟味する必要がある。

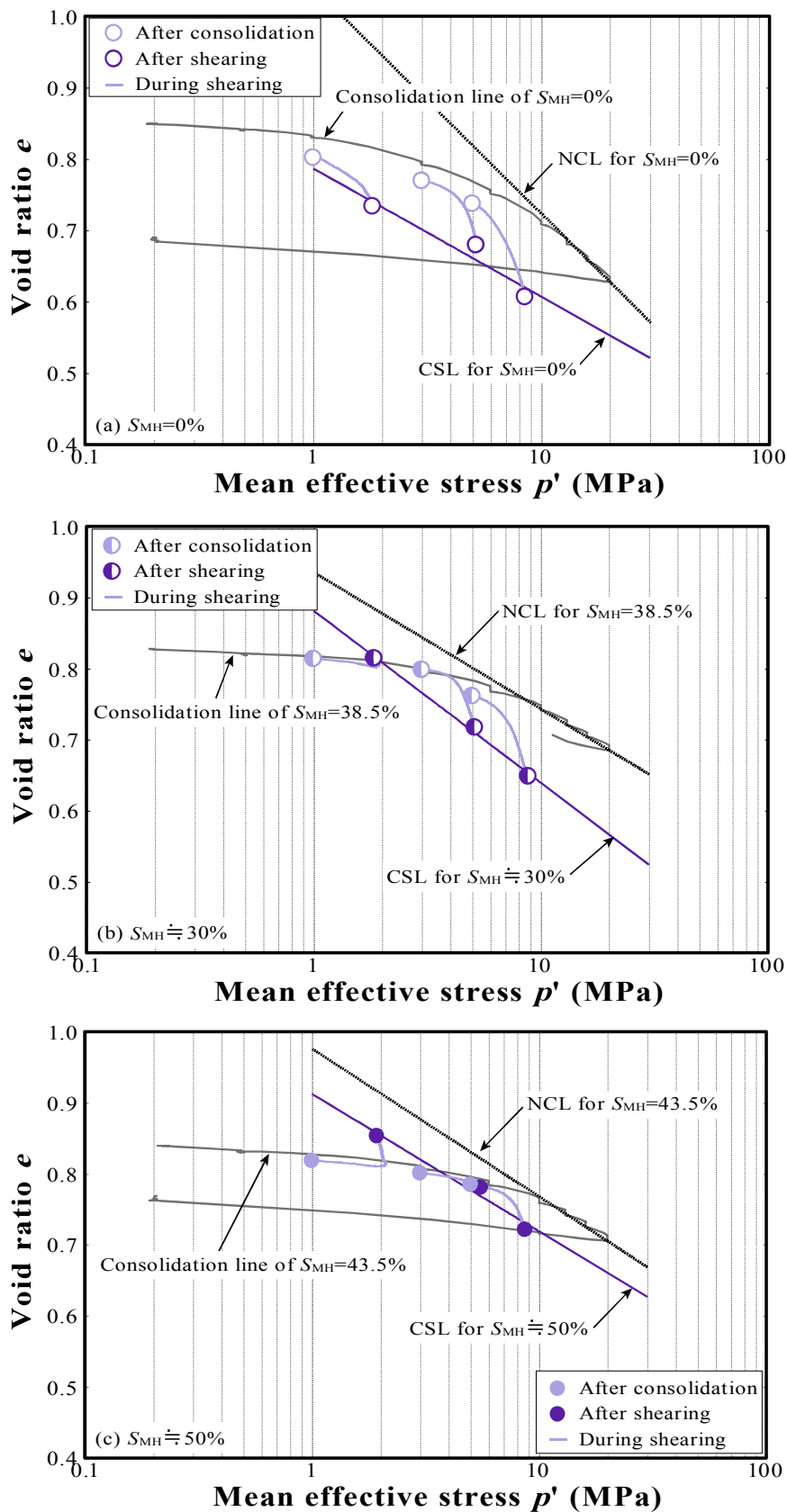


図 3-20 せん断過程における間隙比と平均有効主応力の関係

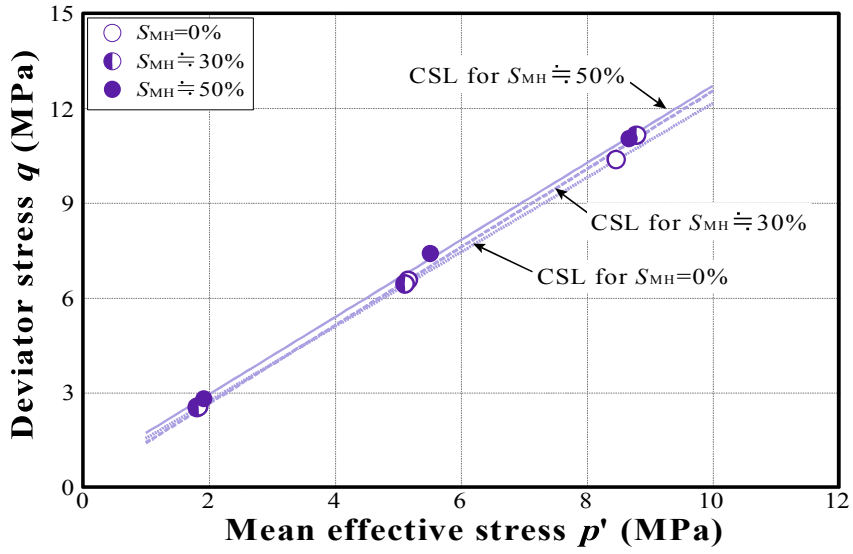


図 3-21 q - p' 面における限界状態線

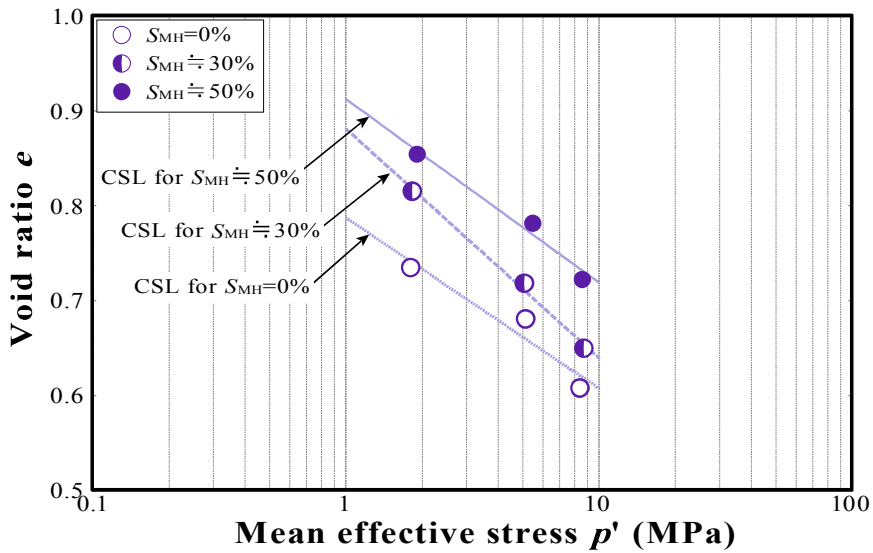


図 3-22 e - $\ln p'$ 面における限界状態線

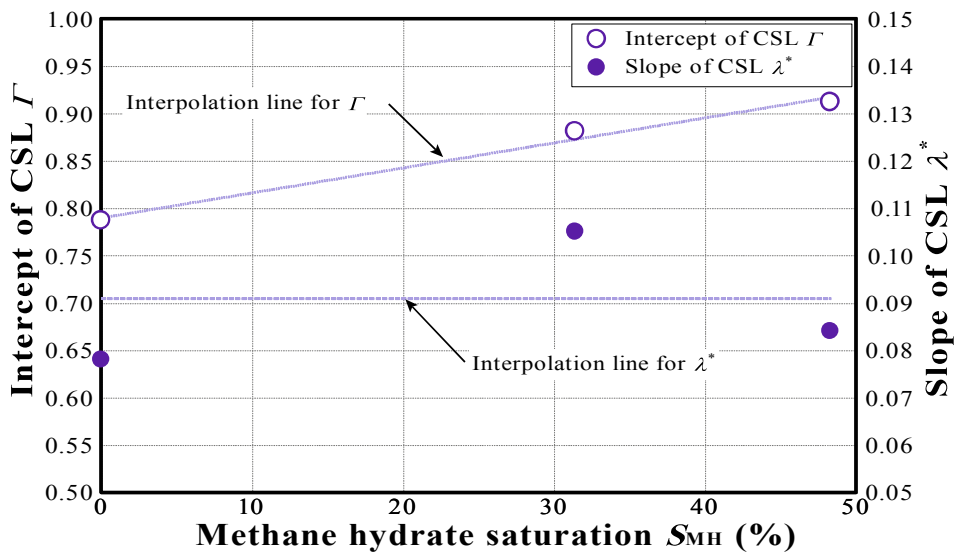


図 3-23 限界状態線の傾きおよび切片値とメタンハイドレート飽和率の関係

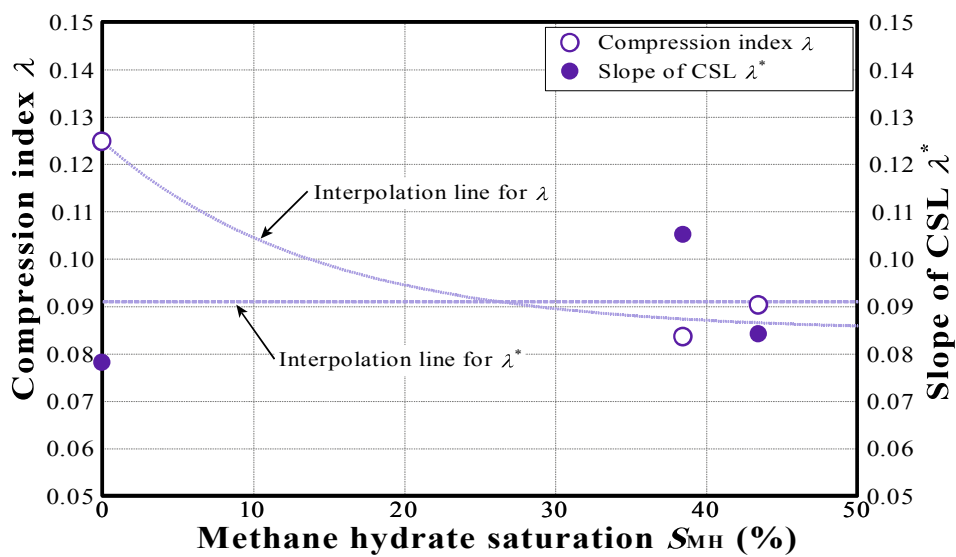


図 3-24 圧縮指数および限界状態線の傾きとメタンハイドレート飽和率の関係

3.6 要約

本章では、第2章で使用したメタンハイドレート濃集層模擬試料に加え、第1回海洋産出試験地域の海底地盤を模擬した試料に対して三軸圧縮試験を実施し、メタンハイドレート胚胎土のせん断特性を解明することを試みた。以下、本章の要約として、得られた知見を示す。

- ・ メタンハイドレート胚胎土の強度変形特性
 - (1) いずれの試料においても、メタンハイドレートを胚胎することにより剛性およびせん断強度が増加し、正のダイレイタンス挙動に転ずる定性的な傾向は同じであった。
 - (2) 本章で使用したメタンハイドレート胚胎土と、天然コア試料のせん断試験結果の比較により、模擬試料の实地盤に対する再現性が確認された。
 - (3) メタンハイドレート胚胎土と宿主砂模擬土のせん断強度差と、メタンハイドレート飽和率の関係は累乗関数の形に従うことが明らかとなった。

- ・ メタンハイドレート胚胎土の強度特性に及ぼす細粒分の影響
 - (1) ホスト砂模擬土において、細粒分含有率の違いによるせん断強度の違いは見られなかった。一方、メタンハイドレート胚胎土については、細粒分含有率が高いほど、せん断強度が大きくなった。
 - (2) 細粒分含有率が高い試料ほど、剛性が小さくなる傾向は、メタンハイドレート飽和率によらず同じであった。
 - (3) 細粒分含有率 $F_c > 15\%$ 程度から、細粒分は土の骨格形成に寄与すると考えられ、そこにメタンハイドレートが生成されると、細粒分を架橋するように砂粒子は固結され、比較的大きなクラスターが形成されるため、それらがせん断抵抗に寄与していると推察した。

- ・ メタンハイドレートのセメンテーションによる強度増加の定量的評価
 - (1) メタンハイドレートによる強度増加は、細粒分含有率が高い試料においては、粘着力だけでなく、内部摩擦角にも現れる結果が確認された。本研究で使用したメタンハイドレート胚胎土のせん断強度の予測には、メタンハイドレートによる内部摩擦角の増加も評価できる強度推定式が妥当であると判断した。
 - (2) メタンハイドレートによる強度増加について内部応力を用いて評価し、内部応力とメタンハイドレート飽和率の関係は累乗関数で示されることが明らかとなった。

- ・ メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンス特性
 - (1) メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンス特性は、その土のメタンハイドレート飽和率や細粒分含有率によって変化することが明らかとなった。
 - (2) メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンス特性は、曲線の勾配を変化できるストレスダイレイタンス式で評価できることを確認した。

<第3章 メタンハイドレート胚胎土の三軸せん断特性>

・ メタンハイドレート胚胎土の限界状態の評価

- (1) メタンハイドレートの存在が土の限界状態時に及ぼす影響は、限界状態線の切片値に大きく現れることが確認された。
- (2) ホスト砂模擬土については、圧縮指数と限界状態線の傾きの値に大きな違いがあるが、メタンハイドレート胚胎土は、両者が概ね近い値を示した。メタンハイドレート生産前のようなメタンハイドレート飽和率が高い地盤の力学挙動に対しては、限界状態土質力学が十分適用できるといえるが、生産中にメタンハイドレート飽和率が比較的に低くなった状態や生産終了後の地盤については吟味する必要がある。

【参考文献】

- (1) Dafalias, Y. F. : An anisotropic critical state clay plasticity model. *2nd Int. Conf. on Constitutive Laws for Engineering Materials: Theory and Applications*, 1, pp.513-521, Tucson, 1987.
- (2) Hyodo, M., Yoneda, J., Yoshimoto, N., Nakata, Y. : Mechanical and dissociation properties of methane hydrate-bearing sand in deep seabed. *Soils and Foundations*, 53(2), pp.299–314, 2013.
- (3) Hyodo, M., Wu, Y., Nakashima, K., Kajiyama, S., Nakata, Y. : Influence of Fines Content on the Mechanical Behavior of Methane Hydrate-Bearing Sediments. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 122(10), pp.7511–7524, 2017.
- (4) Jung, J. W., Santamarina, J. C. : Hydrate adhesive and tensile strengths. *Geochemistry, Geophysics, Geosystems*, 12(8), pp.1–9, 2011.
- (5) Kajiyama, S., Hyodo, M., Nakata, Y., Yoshimoto, N., Wu, Y., Kato, A. : Shear behaviour of methane hydrate bearing sand with various particle characteristics and fines. *Soils and Foundations*, 57(2), 176–193, 2017.
- (6) Kasama, K., Ochiai, H., Yasufuku, N. : On the stress-strain behavior of lightly cemented clay based on an extended critical state concept. *Soils and Foundations*, 40(5), pp.37–47, 2000.
- (7) Kato, A., Nakata, Y., Hyodo, M., Yoshimoto, N. : Macro and micro behaviour of methane hydrate-bearing sand subjected to plane strain compression. *Soils and Foundations*, 56(5), 835–847, 2016.
- (8) Masuda, Y., Yamamoto, K., Tadaaki, S., Ebinuma, T., Nagakubo, S., Corporation, M. N. : Japan's Methane Hydrate R & D Program Progresses to Phase 2. *Fire in the Ice*, 9(4), pp.1–28, 2018.
- (9) Masui, A., Haneda, H., Ogata, Y., Aoki, K. : The effect of saturation degree of methane hydrate on the shear strength of synthetic methane hydrate sediments. *Proc. of the 15th Int. Offshore and Polar Eng. Conf.*, pp.364-369. Seoul, 2005.
- (10) Masui, A., Miyazaki, K., Haneda, H., Ogata, Y., Aoki, K. : Mechanical Characteristics of Natural and Artificial Gas Hydrate Bearing Sediments. *International Conference on Gas Hydrates (ICGH)*, pp.6–13, 2008.
- (11) Miyazaki, K., Yamaguchi, T., Sakamoto, Y., Tenma, N., Ogata, Y., Aoki, K. : Effect of Confining Pressure on Mechanical Properties of Sediment Containing Synthetic Methane Hydrate. *Journal of MMIJ*, 126(7), pp.408–417, 2010.
- (12) Miyazaki, K., Sakamoto, Y., Kakumoto, M., Tenma, N., Aoki, K., Yamaguchi, T. : Triaxial Compressive

Properties of Artificial Methane-Hydrate-Bearing Sediments Containing Fine Fraction. *Journal of MMIJ*, 127(9), pp.565–576, 2011.

- (13) Miyazaki, K., Tenma, N., Aoki, K., Yamaguchi, T. : A nonlinear elastic model for triaxial compressive properties of artificial methane-hydrate-bearing sediment samples. *Energies*, 5(10), pp.4057–4075, 2012.
- (14) Pinkert, S., Asce, A. M. : Rowe's Stress-Dilatancy Theory for Hydrate-Bearing Sand. *International Journal of Geomechanics*, 17(1), 2017.
- (15) Roscoe, K. H., Schofield, A. N., Worth, C. P. : On the yielding of soils, *Geotechnique*, 8(1), pp. 22-53, 1958.
- (16) Roscoe, K. H., and J. B. Burland : On the Generalized Stress-Strain Behavior of 'Wet' Clay, *Cambridge Univ. Press*, Cambridge, U. K., 1968.
- (17) Rowe, P.W. : The stress dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particles in contact. *Proc. R. Soc. London*, 269(1339), pp.500-527, 1962.
- (18) Waite, W. F., Santamarina, J. C., Cortes, D. D., Dugan, B., Espinoza, D. N., Germaine, J., Jang, J., Jung, J.W., Kneafsey, T. J., Shin, H., Soga, K., Winters, W. J., Yun, T.-S. : PHYSICAL PROPERTIES OF HYDRATE-BEARING SEDIMENTS. *Review of Geophysics*, 47, pp.1–38., 2009.
- (19) Yasufuku, N., Murata, H., Hyodo, M. : Application of elasto plastic constitutive model to undisturbed soil "Masado". *Proc. Int. Conf. on Engineering Problems of Residual soil*, Vol.1, pp.759-764, Beijing, 1998.
- (20) Yasufuku, N., Murata, H., Hyodo, M., Adrian, F.L. H. : A stress-strain relationship for anisotropically consolidated sand over a wide stress region. *Soils and Foundations*, 31(4), pp.75–92, 1991.
- (21) Yoneda, J., Hyodo, M., Nakata, Y., Yoshimoto, N. : Triaxial Shear Characteristics of Methane Hydrate-bearing Sediment in the Deep Seabed. *Journal of Japan Society of Civil Engineers*, 66(4), pp.742–756, 2010.
- (22) Yoneda, J., Hyodo, M., Yoshimoto, N., Nakata, Y., Kato, A. : Development of high-pressure low-temperature plane strain testing apparatus for methane hydrate-bearing sand. *Soils and Foundations*, 53(5), pp.774–783, 2013.
- (23) Yoneda, J., Masui, A., Konno, Y., Jin, Y., Egawa, K., Kida, M., Ito, T., Nagao, J., Tenma, N. : Mechanical behavior of hydrate-bearing pressure-core sediments visualized under triaxial compression. *Marine and Petroleum Geology*, 66, pp.451–459, 2015a.
- (24) Yoneda, J., Masui, A., Konno, Y., Jin, Y., Egawa, K., Kida, M., Ito, T., Nagao, J., Tenma, N. : Mechanical properties of hydrate-bearing turbidite reservoir in the first gas production test site of the Eastern Nankai

<第3章 メタンハイドレート胚胎土の三軸せん断特性>

Trough. *Marine and Petroleum Geology*, 66, pp.471–486, 2015b.

- (25) Yoneda, J., Jin, Y., Katagiri, J., Tenma, N. : Strengthening mechanism of cemented hydrate-bearing sand at microscales. *Geophysical Research Letters*, 43(14), 7442–7450, 2016.
- (26) Yoneda, J., Masui, A., Konno, Y., Jin, Y., Kida, M., Katagiri, J., Nagao, Jiro., Tenma, N. : Pressure-core-based reservoir characterization for geomechanics: Insights from gas hydrate drilling during 2012–2013 at the eastern Nankai Trough. *Marine and Petroleum Geology*, 86, pp.1–16, 2017.
- (27) Yun, T. S., Santamarina, C. J., Ruppel, C. : Mechanical properties of sand, silt, and clay containing tetrahydrofuran hydrate. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 112(4), pp.1–13, 2007.
- (28) 青山要, 宮森建樹, 脇山哲也 : 土の粒度特性を考慮した改良土の特性と配合設計に関する研究, 土木学会論文集, 749 (61), pp.149-163, 2003.
- (29) 地盤工学用語辞典, 社団法人地盤工学会, p.173, 2006.

第4章 メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性

4.1 概説

第1章でも述べたように、メタンハイドレートの長期的および継続的な生産を目指すために、メタンハイドレート堆積地盤の時間依存性挙動の解明が求められている。例えば、生産井掘削時にはその掘削速度により、速度に依存したせん断応力が作用することが考えられる。また、減圧法を用いてメタンハイドレート生産を行った場合、地盤内では有効応力の増加に伴い、圧密現象を生じることが想定されるが、圧密の進行速度は、減圧速度や減圧を行う生産井からの距離によって異なる。さらに、長期生産を視野に入れたとき、地盤はクリープ変形することを想定しなければならない。

第2章で、メタンハイドレート胚胎土が時間依存特性を示す材料であることを指摘した。また、ホスト砂模擬土においても、粒子破碎に起因した時間依存特性を示す可能性があることを示唆した。メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性について、微視的なスケールで考えたとき、大きく分けて次の2つのことを考慮しなければならない(図4-1)。

(1) メタンハイドレート自体の性質

メタンハイドレート堆積土に圧縮やせん断が作用すると、メタンハイドレート自体が移動、変形、または破壊することが想定される。それらは、圧縮やせん断の速度に依存すること、クリープ変形のように時間遅れで生じる可能性があることを考えなければならない。

(2) 土自体の性質

メタンハイドレートが存在するような高圧の環境下において、圧縮やせん断が作用する場合、メタンハイドレートを胚胎する土の粒子変形や粒子破碎が生じる。第2章で考察したように、粒子間にメタンハイドレートが存在する場合には、これらの発生は軽減されるが、生産時にメタンハイドレートが分解され、地盤が次第に土だけで構成される状態になると、粒子変形や粒子破碎は顕在化することに注意しなければならない。また、地盤を構成している土に粘土分が多く含まれている場合、その地盤の挙動は粘土分に支配され、粘性土に似た挙動を示す場合がある。粘土自体と粘土を取り囲む吸着水の動きによって変形が生じることも考えられる。これら土自体の性質によって生じる現象は、時間依存特性としても評価しなければならない。

以上のことを踏まえると、メタンハイドレート胚胎土のひずみ速度依存性や応力速度依存性、クリープ特性といった時間依存特性を総合的に評価する必要がある。メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性に関する研究は、これまでも宮崎ら(2007, 2008, 2009, 2011)を中心に行われている。しかし、これらの実験は豊浦砂を使用しているため、砂の種類の違いがメタンハイドレート胚胎土の時間依存性におよぼす影響を調べる必要があることは、宮崎ら(2007, 2008, 2009)も指摘している。

< 第 4 章 メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性 >

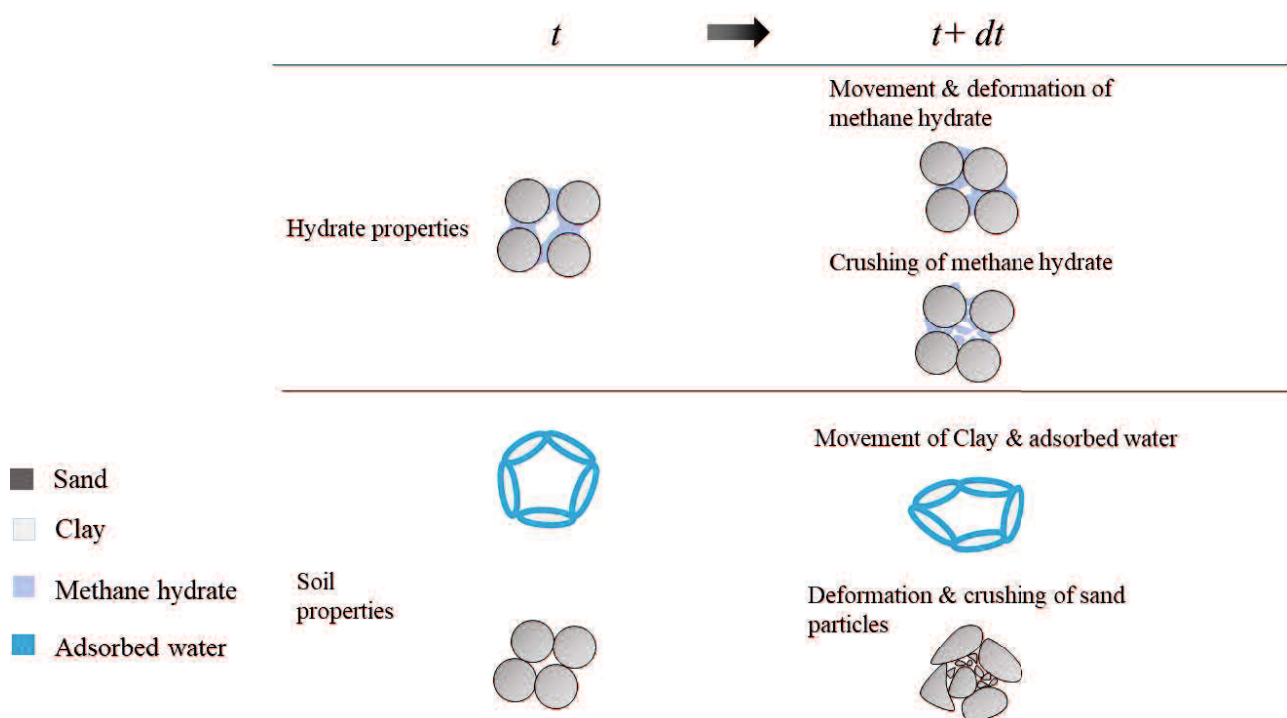


図 4-1 メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性の微視的力学

本章では、第 2 章で説明した、メタンハイドレート濃集層地盤を模擬した試料を用いて、ひずみ速度の異なるせん断試験とせん断クリープ試験を実施し、メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性を明らかにしていく。

本節を概説とし、第 2 節では、ひずみ速度の異なるせん断試験およびせん断クリープ試験の試験手順と実験条件について説明する。次に第 3 節では、実験結果からメタンハイドレート胚胎土の時間依存特性を考察する。最後の第 4 節をもって、本章で得られた知見を要約する。

< 第 4 章 メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性 >

4.2 試験手順および試験条件

ひずみ速度の異なるせん断試験の試験条件を表 4-1 に、せん断クリープ試験の試験条件を表 4-2 に示す。試験装置は第 2 章、第 3 章で使用した恒温高压三軸圧縮試験装置である。また、実験試料には $F_c=8.9\%$ と $F_c=22.9\%$ を用いた。

ひずみ速度の異なるせん断試験は、第 3 章に示した実験方法と同じである。有効拘束圧 3MPa、間隙水圧 10MPa、温度はホスト砂模擬土に対しては 20°C、メタンハイドレート胚胎土に対しては 5°C の条件で行った。圧密後、軸ひずみ速度 0.01%/min、0.1%/min、1%/min、10%/min の 4 つのケースを設け、軸圧縮を行っている。

せん断クリープ試験については、圧密までの試験工程はせん断試験と同じである。クリープ応力はせん断強度に近い 7.0MPa とせん断強度よりも小さい 4.5MPa の条件を設け、クリープ挙動の違いを確認していく。圧密後、軸ひずみ速度 0.1MPa/min で軸圧縮を行い、所定のクリープ応力に達した時点で、载荷を停止し、3 日間応力を保持する時間（クリープ時間）を与える。強度の異なる材料のクリープ特性を整理・比較する場合、クリープ応力の大きさを表現するのに、強度に対するクリープ応力の比であるクリープ応力レベル σ_{cr}^* を用いることが多い（宮崎ら、2009）。参考までに、算出したクリープ応力レベルの値も表中に記載している。

表 4-1 ひずみ速度の異なるせん断試験の試験条件

Sample name	Back pressure B.P. (MPa)	Temperature T (°C)	Effective Confining pressure σ_c' (MPa)	Porosity n (%)	Degree of MH saturation S_{MH} (%)	Strain rate $\dot{\epsilon}_a$ (%/min)	Secant modulus E_{50} (MPa)	Shear strength q_{max} (MPa)
$F_c=8.9\%$	10	20	3	45.4	0.00	0.01	181.6	6.86
		20		45.3	0.00	0.1	206.5	6.55
		5		45.2	47.4		530.4	7.49
		20		43.5	0.00	1.0	170.0	6.91
		5		44.9	51.6		691.2	7.48
		20		44.4	0.00	10.0	-	7.03
		5		45.1	43.4		513.7	8.79
$F_c=22.9\%$	10	5	3	44.8	44.0	0.1	368.0	8.45
				45.5	41.8	1.0	326.7	8.92
				44.9	40.7	10.0	571.2	9.28

表 4-2 せん断クリープ試験の試験条件

Sample name	Back pressure B.P. (MPa)	Temperature T (°C)	Effective Confining pressure σ_c' (MPa)	Porosity n (%)	Degree of MH saturation S_{MH} (%)	Strain rate $\dot{\epsilon}_a$ (%/min)	Creep stress σ_{cr} (MPa)	Creep stress level σ_{cr}^*
$F_c=8.9\%$	10	5	3	45.1	43.0	0.1	4.5	0.60
				45.6	50.9		7.0	0.93
$F_c=22.9\%$	10	5	3	45.6	45.7	0.1	4.5	0.53
				45.1	47.5		7.0	0.83

4.3 実験結果

4.3.1 ひずみ速度の違いがメタンハイドレート胚胎土のせん断特性に及ぼす影響

ひずみ速度の異なるせん断試験の実験結果を、 $F_c=8.9\%$ については図 4-2 に、 $F_c=22.9\%$ については図 4-3 に示す。図 4-2a に示す $F_c=8.9\%$ のホスト砂模擬土の結果を見ると、ひずみ速度の違いによらず、ほぼ同じ応力ひずみ挙動を示していることがわかる。一方、図 4-2b のメタンハイドレート胚胎土の結果は、ひずみ速度が大きくなるほど、せん断強度は大きくなり、体積ひずみが膨張挙動に転じる傾向が見て取れる。図 4-3 に示す $F_c=22.9\%$ のメタンハイドレート胚胎土の結果についても、 $F_c=8.9\%$ と同様にひずみ速度依存性を示している。以上より、メタンハイドレートが間隙に存在しない場合、その土はひずみ速度依存性を示さないが、メタンハイドレートが存在する場合は、ひずみ速度依存性を示すことが認められる。

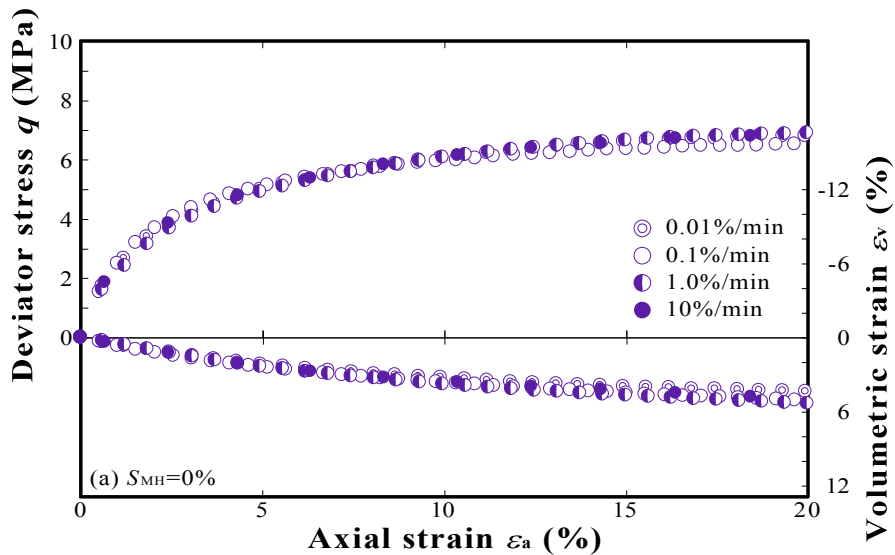


図 4-2a ホスト砂模擬土の応力ひずみ関係 ($F_c=8.9\%$)

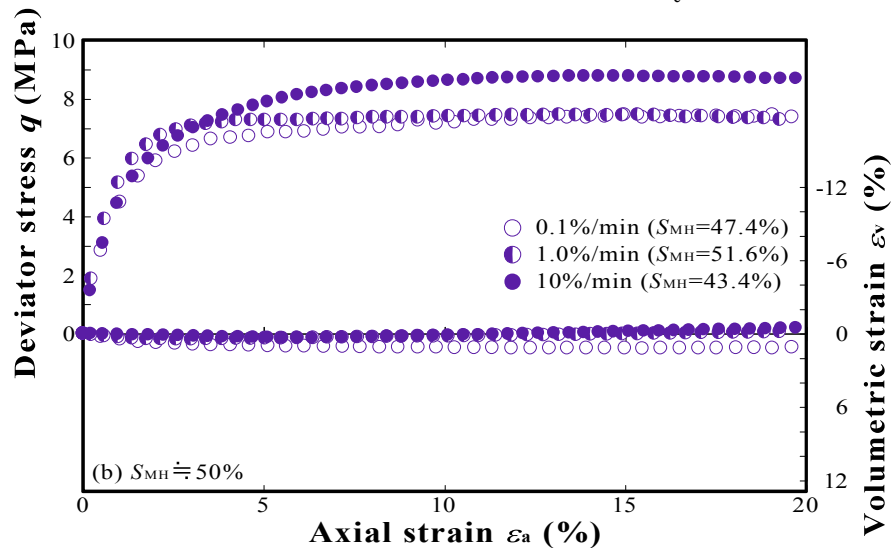


図 4-2b メタンハイドレート胚胎土の応力ひずみ関係 ($F_c=8.9\%$)

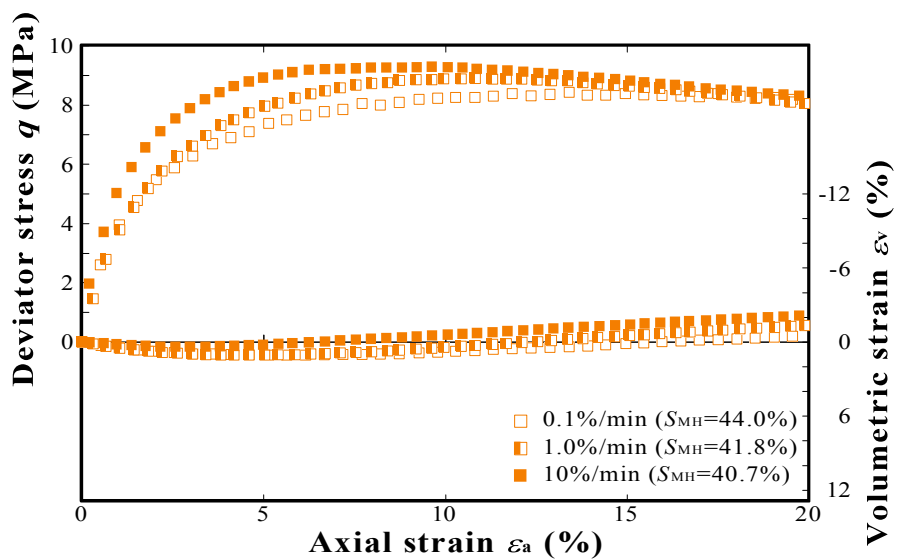


図 4-3 メタンハイドレート胚胎土の応力ひずみ関係 ($F_c=22.9\%$)

次に、せん断強度 q_{\max} と軸ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_a$ の関係を図 4-4 に示す。図中、豊浦砂の実験結果は Miyazaki et al. (2011) が行ったものである。図中の近似線は、次式に基づいて与えられる。

$$q_{\max} \propto \dot{\epsilon}_a^m \quad (4-1)$$

ここで、式中 m はひずみ速度依存性を評価するパラメータである。 $F_c=8.9\%$ のメタンハイドレート胚胎土の m は 0.035、 $F_c=22.9\%$ のメタンハイドレート胚胎土については 0.020 である。また、MH を含む豊浦砂の結果については 0.071 と報告されている。これらの結果より、地盤を構成する土の種類が異なると、ひずみ速度依存性も異なることが明らかである。一方で、Parameswaran (1980), Parameswaran and Jones (1981) は、凍結砂の一軸圧縮試験および三軸圧縮試験を行い、凍結砂の m は 0.07~0.08 であることを報告している。この結果と比べると、本研究で用いたメタンハイドレート胚胎土のひずみ速度依存性は小さい結果となっている。また、テトラヒドロフラン (THF) ハイドレートを含む砂の一軸圧縮試験結果より、 m が 0.01 であったことも明らかとなっている (Parameswaran et al., 1989)。THF ハイドレートを胚胎する砂に比べると、本研究で用いたメタンハイドレート胚胎土はひずみ速度依存性が大きいといえる。

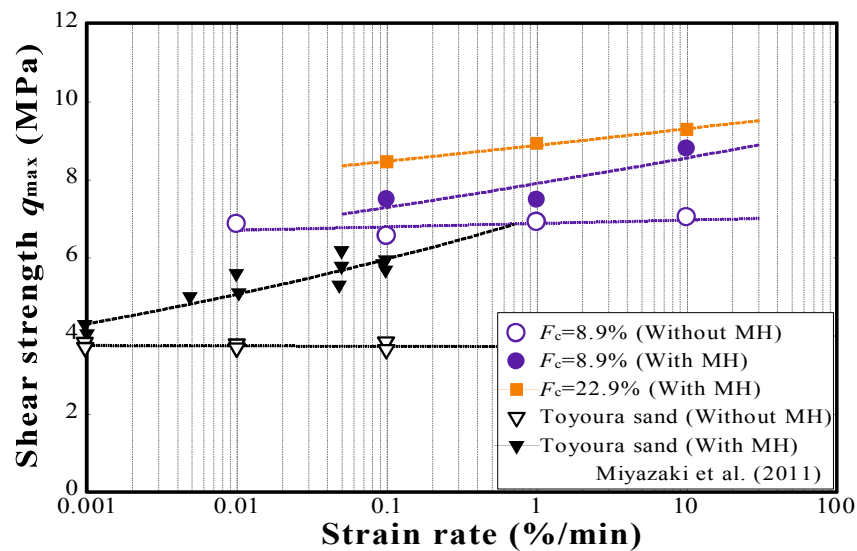


図 4-4 せん断強度とひずみ速度の関係 (Miyazaki et al., 2011 よりデータを引用)

4.3.2 メタンハイドレート胚胎土のクリープ特性

図 4-5 および図 4-6 に、せん断クリープ試験における応力ひずみ関係を示す。図 4-5 は $F_c=8.9\%$ の結果、図 4-6 は $F_c=22.9\%$ の結果である。図中、同程度のメタンハイドレート飽和率の供試体に対して行った、ひずみ速度 $0.1\%/min$ のせん断試験結果についても併せて示している。所定のクリープ応力に達するまでは、せん断試験結果に類似した挙動を示している。クリープ応力の違いによって、クリープ中に進行する軸ひずみが異なることがわかる。また、いずれの結果も最終的に膨張挙動に転じ破壊に至っている様子がうかがえる。

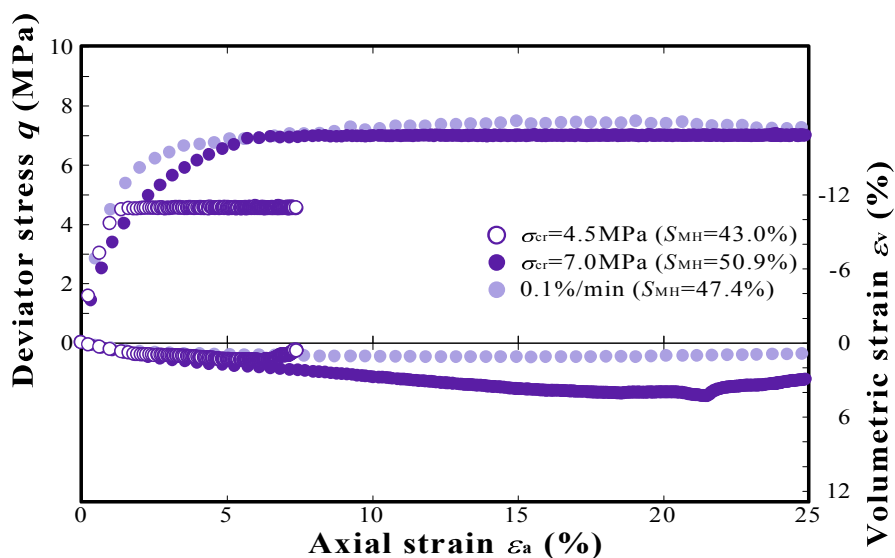


図 4-5 せん断クリープ試験における応力ひずみ関係 ($F_c=8.9\%$)

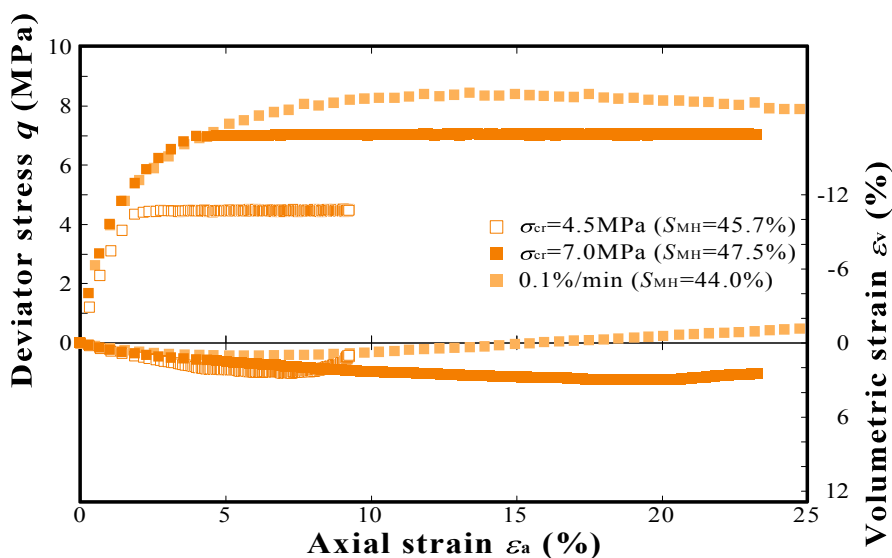


図 4-6 せん断クリープ試験における応力ひずみ関係 ($F_c=22.9\%$)

次に、クリープ軸ひずみ ε_a^c とクリープ時間 t の関係を図4-7に、クリープ体積ひずみ ε_v^c とクリープ時間 t の関係を図4-8に片対数軸で示す。ここで、クリープ軸ひずみとはクリープ応力に達してから発生する軸ひずみ、クリープ体積ひずみとはクリープ応力に達してから発生する体積ひずみのことである。図4-7より、いずれの結果においてもクリープ軸ひずみとクリープ時間の関係は下に凸で示され、クリープ応力が高い(せん断強度に近い)ほど、クリープ軸ひずみが大きく生じている。また、実験試料の違いに着目すると、クリープ開始後1000秒あたりまでは、試料の違いによるクリープ軸ひずみの差は見られないが、その後、 $F_c=22.9\%$ の方が $F_c=8.9\%$ に比べて、クリープ軸ひずみがやや大きく現れている。図4-8のクリープ体積ひずみとクリープ時間の関係については、いずれの場合も収縮から膨張傾向に転じる様子が確認され、それはクリープ開始後100000秒あたりで起き始めていることがわかる。

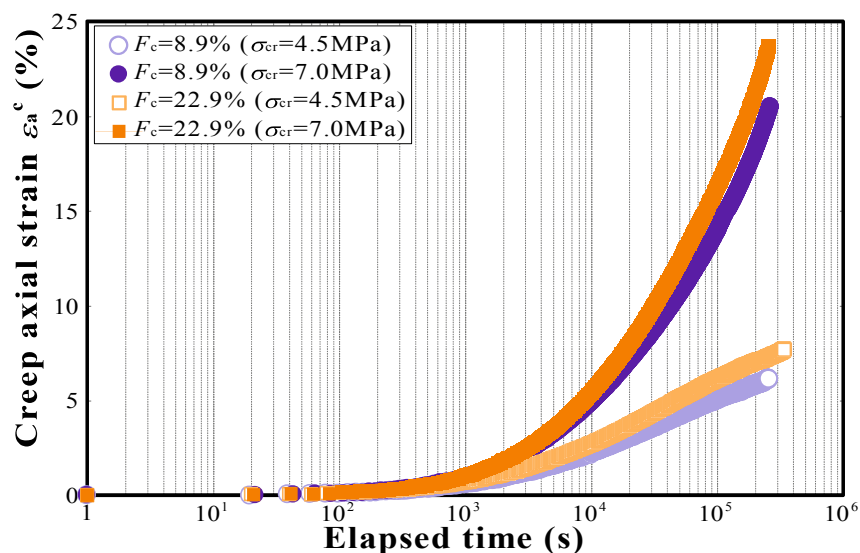


図4-7 クリープ軸ひずみとクリープ時間の関係

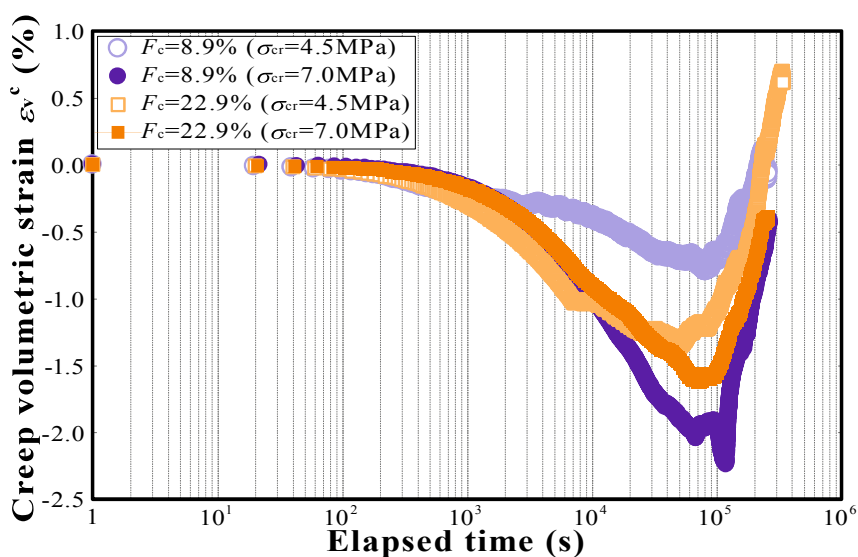


図4-8 クリープ体積ひずみとクリープ時間の関係

次に、クリープ軸ひずみ速度 $d\varepsilon_a^c/dt$ とクリープ時間 t の関係を図 4-9 に、クリープ体積ひずみ速度 $d\varepsilon_v^c/dt$ とクリープ時間 t の関係を図 4-10 に両対数軸で示す。ここで、クリープひずみ速度とは、クリープひずみの時間微分のことである。なお、クリープ体積ひずみ速度については、クリープ体積ひずみが膨張に転じた以降の結果は示していない。図 4-9 より、いずれの結果においてもクリープ時間の経過とともにクリープ軸ひずみ速度は小さくなり、クリープ応力が同じであれば、試料の違いによらず、その挙動はほぼ同じであることが認められる。クリープ開始後 1000 秒あたりまでは、クリープ応力の違いによらずクリープ軸ひずみ速度は概ね等しく、クリープ軸ひずみ速度の低下は小さい。その後、1000 秒を超えたあたりから、クリープ速度の低下は大きくなり、クリープ応力が 4.5MPa の実験の方が、クリープ応力 7.0MPa の実験に比べてその程度は大きいことがわかる。図 4-10 のクリープ体積ひずみ速度とクリープ時間の関係についても、クリープ応力が同じであれば、試料の違いによらず、類似の挙動を示している。さらに、クリープ開始後 1000 秒あたりを境として、速度の低下が大きくなる傾向も同じである。しかし、クリープ開始後 1000 秒あたりまでは、クリープ応力の小さい実験の方がクリープ体積ひずみ速度の値は大きい様子がうかがえる。その後、時間の経過とともに、クリープ応力の小さい実験ではクリープ体積ひずみ速度の低下が顕著に表れ、クリープ応力の大きい実験のクリープ体積ひずみ速度の値を下回る結果を示している。

ひずみ速度とクリープ時間の関係は、両対数軸において直線関係で示され、対数クリープ則に従うことが報告されている（宮崎ら，2009；Miyazaki et al., 2011）。図 4-9 と図 4-10 において、クリープ開始後 1000 秒以降の結果をそれぞれ見てみると、クリープ軸ひずみ速度とクリープ時間で整理した結果の方が直線近似できるようである。したがって、両者の関係は次式で表される。

$$d\varepsilon_a^c/dt = \left(d\varepsilon_a^c/dt \right)_{(t=1)} \cdot t^\alpha \quad (\alpha < 0) \quad (4-2)$$

ここで、 α は両対数軸で示したときの直線の傾きを表し、クリープ軸ひずみ速度の時間依存性を与えるパラメータである。いずれの試料においても、パラメータ α は -0.5 ~ -0.7 程度である。つまり、クリープ応力が異なる場合でも、それがクリープ軸ひずみ速度とクリープ時間の関係に与える影響は、切片値である $t=1(\text{sec})$ のときの基準クリープ軸ひずみ速度に表れるといえる。図中、破線および点線は、クリープ時間 1000 秒後の範囲で対数クリープ則が成り立つと仮定し、式(4-2)より求めた補間線である。なお、実験によりパラメータ α の値は多少異なるが、この検討ではすべて $\alpha = -0.6$ としている。

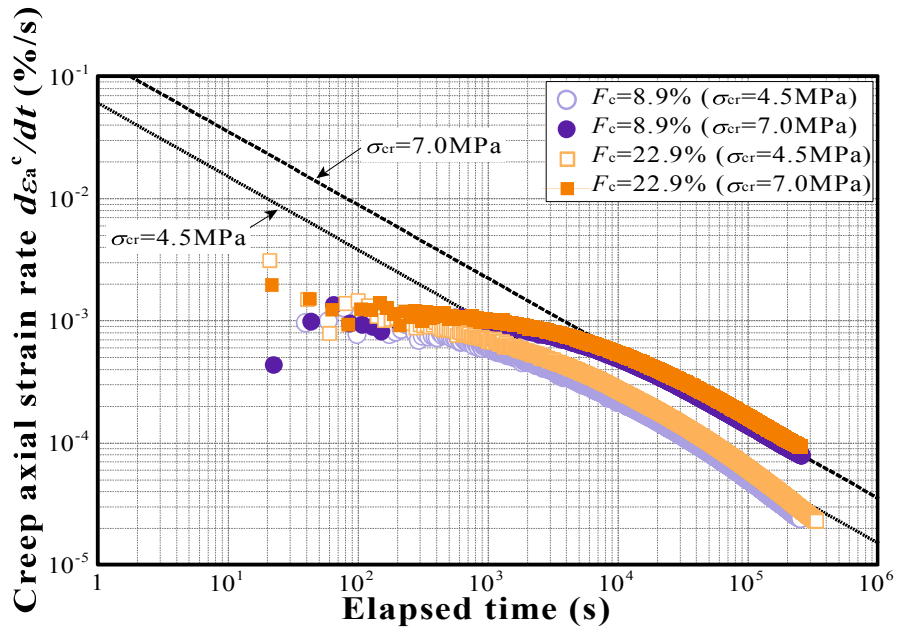


図 4-9 クリープ軸ひずみ速度とクリープ時間の関係

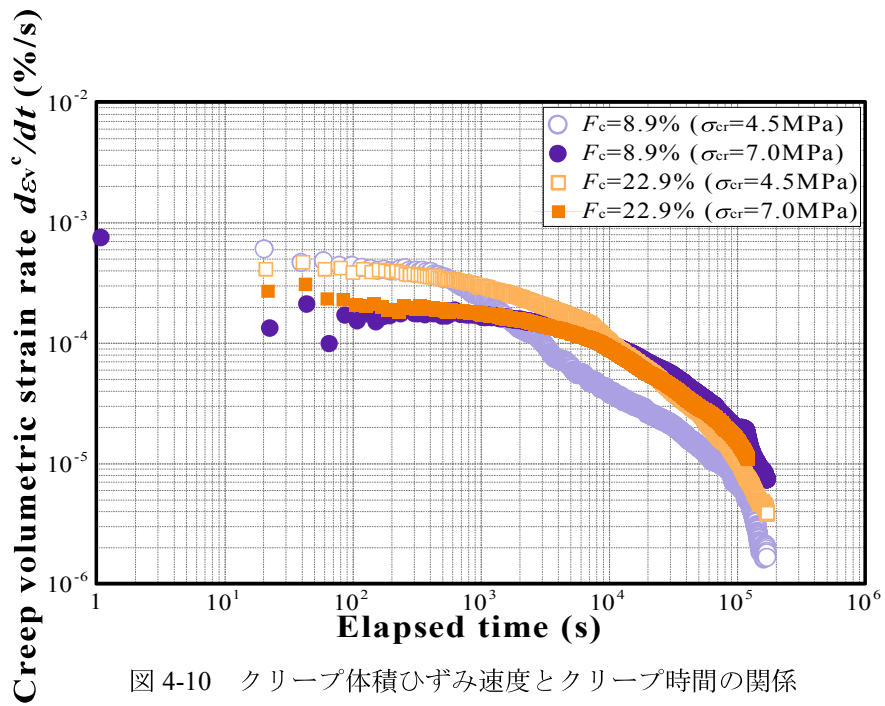


図 4-10 クリープ体積ひずみ速度とクリープ時間の関係

4.4 要約

本章では、第 2 章で使用したメタンハイドレート濃集層模擬試料のうち、 $F_c=8.9\%$ と $F_c=22.9\%$ を用いて、ひずみ速度の異なるせん断試験とせん断クリープ試験を実施した。そして、メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性を把握することを試みた。以下、本章の要約として、得られた知見を示す。

- ・ メタンハイドレート胚胎土のひずみ速度依存性
 - (1) ホスト砂模擬土において、ひずみ速度を変化させてもせん断挙動は変化しないことから、ひずみ速度依存性は見られないことが確認された。一方で、メタンハイドレート胚胎土については、ひずみ速度が大きいほど、せん断強度が大きくなり、体積ひずみが膨張挙動に転じる傾向を示した。
 - (2) せん断強度とひずみ速度の関係は、片対数グラフ上において直線で表され、その傾きを時間依存特性を表すパラメータとして評価した。本研究で使用したメタンハイドレート胚胎土の時間依存特性は、MH を含む豊浦砂や凍結砂より小さく、THF ハイドレート含有砂より大きいことがわかった。

- ・ メタンハイドレート胚胎土のクリープ特性
 - (1) いずれの試料においても、クリープ時間の経過に伴う、クリープ軸ひずみの発現が確認された。
 - (2) いずれの試料においても、クリープ応力が高いほど、クリープ軸ひずみが大きく生じた。
 - (3) クリープ開始後 1000 秒あたりまでは、試料の違いによるクリープ軸ひずみの差は見られないが、その後、 $F_c=22.9\%$ の方が $F_c=8.9\%$ に比べて、クリープ軸ひずみがやや大きく現れる結果となった。
 - (4) クリープ体積ひずみとクリープ時間の関係についてみると、いずれの試料、クリープ応力においても収縮傾向から膨張傾向に転じる様子が確認され、それはクリープ開始後 100000 秒あたりで発現した。
 - (5) クリープ軸ひずみ速度とクリープ時間の関係は、クリープ応力が同じであれば、試料の違いに依らず概ね類似の挙動を示した。
 - (6) クリープ開始後 1000 秒あたりまでは、クリープ応力の違いによらずクリープ軸ひずみ速度は概ね等しく、クリープ軸ひずみ速度の低下は小さい。その後、クリープ軸ひずみ速度は低下していき、クリープ応力が 4.5MPa の試料の方が、クリープ応力 7.0MPa の試料に比べてその程度が大きい結果を示した。
 - (7) クリープ体積ひずみ速度とクリープ時間の関係は、クリープ軸ひずみ速度とクリープ時間の関係と類似の挙動を示した。しかし、クリープ開始後 1000 秒あたりまでは、クリープ応力の小さい実験の方がクリープ応力の大きい実験に比べて、クリープ体積ひずみ速度の値は大きい結果となった。その後、時間の経過とともに、クリープ応力の小さい実験ではクリープ体積ひずみ速度の低下が顕著に表れた。
 - (8) 本研究で使用したメタンハイドレート胚胎土は、クリープ軸ひずみ速度とクリープ時間の関係を両対数で示したときに、対数クリープ則に従うことが確認された。

【参考文献】

- (1) Miyazaki, K., Masui, A., Sakamoto, Y., Haneda, H., Ogata, Y., Aoki, K., Yamaguchi, T., Okubo, S. : Strain Rate Dependency of Sediment Containing Synthetic Methane Hydrate in Triaxial Compression Test. *Journal of MMIJ*, 123(11), pp.537–544, 2007.
- (2) Miyazaki, K., Masui, A., Yamaguchi, T., Sakamoto, Y., Haneda, H., Ogata, Y., Aoki K., Okubo, S. : Strain Rate Dependency of Peak and Residual Strength of Sediment Containing Synthetic Methane Hydrate. *Journal of MMIJ*, 124(10/11), pp.619–625, 2008.
- (3) Miyazaki, K., Yamaguchi, T., Sakamoto, Y., Haneda, H., Ogata, Y., Aoki, K., Okubo, S. : Creep of Sediment Containing Synthetic Methane Hydrate. *Journal of MMIJ*, 125(4), pp.156–164, 2009.
- (4) Miyazaki, K., Sakamoto, Y., Kakumoto, M., Tenma, N., Aoki, K., Yamaguchi, T. : Triaxial Compressive Properties of Artificial Methane-Hydrate-Bearing Sediments Containing Fine Fraction. *Journal of MMIJ*, 127(9), pp.565–576, 2011.
- (5) Prameswaran, V. R. : Deformation Behaviour and Strength of Frozen Sand. *Canadian Geotechnical Journal*, 17(1), pp.74-88, 1980.
- (6) Prameswaran, V. R., Jones, S.J. : Triaxial Testing of Frozen Sand. *Journal of Glaciology*, 27(95), pp.147-155, 1981.
- (7) Prameswaran, V. R., Paradis, M., Handa, Y.P. : Strength of Frozen Sand Containing Tetrahydrofuran Hydrate, *Canadian Geotechnical Journal*, 26(3), pp.479-483, 1989.

第5章 メタンハイドレート胚胎土の弾粘塑性構成モデル

5.1 概説

メタンハイドレートを安全かつ経済的に生産するために、生産シミュレータの構築が求められている。生産井掘削時やメタンハイドレート分解時の地盤の変形を予測する構成モデルは、生産シミュレータの中で重要な役割を担う。本章では、第2章から第4章で明らかとなった、メタンハイドレート胚胎土の力学特性および時間依存特性を包括的に表現できる構成モデルを提案する。

香月ら(2004)は、安福ら(1993)の不飽和土の弾塑性構成モデルを基礎に置き、内部応力 p_{int} を導入して固結構造を有する土の弾塑性構成モデルを提案している。安福ら(1993)のモデルのように、Cam-clay モデルなどの古典的弾塑性構成モデルをベースにしているものは、降伏曲面内において弾性変形のみが発達しか表現できない。実際の土の挙動は、先行圧密応力レベルでも塑性変形が生じるとされている。そこで、香月ら(2004)は、降伏曲面内での塑性変形を表現できるように、下負荷面モデル (Hashiguchi and Ueno, 1977) を適用している。Yoneda et al. (2011) は、香月ら(2004)のモデルの考え方を取り入れ、さらにメタンハイドレートの分解および再生成を考慮できるように、メタンハイドレート飽和率を式の中に取り入れた弾塑性構成モデルを提案している。

本章で提案する構成モデルは、Yoneda et al. (2011) が開発したメタンハイドレート胚胎土の弾塑性構成モデルを、本研究で得られた実験結果に基づいて改良および拡張したモデルである。表 5-1 に、第2章から第4章の実験的検討で得られた知見と、それらに対する既存の構成モデルの問題点をまとめる。既存のモデルの問題点を踏まえ、提案する構成モデルで新たに付加された特徴も表中に記載している。

はじめに、東部南海トラフ海域のメタンハイドレート胚胎土のせん断特性は、母材となる土の種類に大きく影響することが認められた。広範な粒度をもつ実地盤の力学特性の数値シミュレーションを行うためには、高精度な構成モデルの開発が求められる。応力状態と塑性ひずみ増分を関連付ける法則を流れ則と呼ぶが、塑性ひずみ増分の方向が降伏関数の勾配により定まる場合を関連流れ則と呼び、降伏関数とは独立な塑性ポテンシャル関数によって定まる場合を非関連流れ則という(地盤工学会, 2003a)。そして、一般的に関連流れ則に比べ、非関連流れ則は現象記述能力に優れているとされている(地盤工学会, 2003b)。本研究では、メタンハイドレート胚胎土の構成モデルを構築するにあたり、非関連流れ則を検討することがその精度の向上につながると考えた。

次に、メタンハイドレートのセメンテーションに伴う、せん断強度の増加はメタンハイドレート飽和率 20~30%付近より著しく増加することが確認された。既存のモデルでは初期内部応力とメタンハイドレート飽和率の関係は比例関係にあると定義している。これにより、メタンハイドレート飽和率が中程度 ($S_{MH}=30\%$ 程度) の土の解析予測では強度を過大評価し、メタンハイドレート飽和率が高い ($S_{MH}=50\%$ 程度) 土の解析予測では強度を過小評価してしまう問題が挙げられる。そこで、提案する構成モデルでは初期内部応力の定義式をメタンハイドレート飽和率の累乗関数で定義されると

している。

続いて、メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンシー曲線の様子は、メタンハイドレート飽和率および土の種類により大きく異なることが確認された。ストレスダイレイタンシー曲線の様子が異なることは、塑性ポテンシャルの形状が異なることと同義である。既存のモデルでは、ストレスダイレイタンシー式を修正 Cam-clay モデルのそれで定義しているため、メタンハイドレート飽和率や試料条件によって塑性ポテンシャルの形状を変化させることができない。一方、提案するモデルでは、ストレスダイレイタンシー曲線の勾配を評価できる式を導入し、塑性ポテンシャルの形状の変化を可能としている。

最後に、メタンハイドレート胚胎土は時間依存特性を有することを踏まえ、Hashiguchi et al. (2000)の弾粘塑性モデルの考え方に基づいて、既存の構成モデルを時間依存型構成モデルに拡張している。

表 5-1 提案する構成モデルの特徴

実験より得られた知見	既存の構成モデル (Yoneda et al. 2011)	提案する構成モデルの特徴
土の種類の違いによりせん断特性が大きく変化。 (第3章 3.5.2 節)	関連流れ則であるため、解析予測精度が非関連流れ則に比べ劣る。	非関連流れ則を導入。
メタンハイドレート飽和率の増加に伴い、強度増加が非線形的に増加。(第3章 3.5.3 節)	内部応力とメタンハイドレート飽和率の関係は線形と定義。	内部応力とメタンハイドレート飽和率の関係は非線形と定義。
メタンハイドレート飽和率・土の種類の違いにより、ストレスダイレイタンシー特性が変化。 (第3章 3.5.4 節)	ストレスダイレイタンシー曲線の変化を考慮できない。	ストレスダイレイタンシー曲線の変化を考慮できる。
メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性。(第4章)	時間依存特性は表現できない。	粘性モデルを導入し、時間依存型構成モデルへ拡張。

本節を概説とし、まず第2節において、提案する構成モデルの誘導を行う。次に第3節では、構成式中のパラメータの決定方法について述べ、第4節において、室内試験に対する提案式の適用性を確認する。最後に第5節をもって、本章で得られた知見を要約する。

5.2 構成モデルの誘導

5.2.1 応力増分テンソルとひずみ速度テンソルの関係

現在の応力状態を規定する応力パラメータは Cauchy の応力テンソル σ_{ij} を用いて、以下のように与えられる。

$$p' = \frac{1}{3} \sigma'_{ij} \delta_{ij} \quad (5-1)$$

$$q = \left[\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (5-2)$$

$$\eta = \left[\frac{3}{2} \eta_{ij} \eta_{ij} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (5-3)$$

ここで、 $S_{ij} = \sigma'_{ij} - p' \delta_{ij}$ は軸差応力テンソル、 $\eta_{ij} = S_{ij}/p'$ は応力比テンソル、 δ_{ij} は Kronecker のデルタである。 p' は平均有効主応力、 q は軸差応力、 η は応力比である。なお、テンソル表記されているものは全て総和規約に従うものとする。

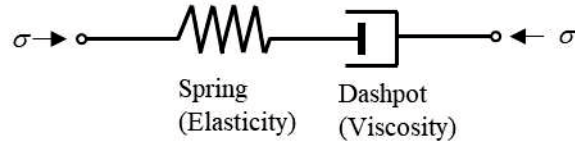
土が弾塑性材料として挙動する場合、応力増分テンソル $d\sigma_{ij}$ に対して生じるひずみ速度テンソル（ストレッチング） D_{ij} は、微小ひずみ増分理論の考え方を導入し、次のように弾性成分 D_{ij}^e と塑性成分 D_{ij}^p の線形和として与えられる。

$$D_{ij} = D_{ij}^e + D_{ij}^p \quad (5-4)$$

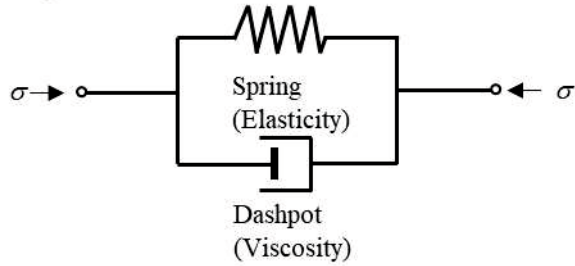
また、時間依存性を考慮する場合、非弾性成分であるクリープ成分は、時間と共に常に変形が進むため、独立した項でなければならない。粘弾性構成モデルに Maxwell モデルや Voigt モデルがある（図 5-1）。Maxwell モデルは、ある応力が作用したとき、その応力が弾性成分と粘性成分のいずれにも作用し、応力作用によって生じるひずみは、弾性ひずみと粘性ひずみの和で表されるモデルである。一方、Voigt モデルは、ある応力が作用したとき、その応力は弾性成分と粘性成分が分担する形で作用し、生じる弾性ひずみと粘性ひずみが等しいモデルである。Hashiguchi et al. (2000) の弾粘塑性モデルは、Maxwell モデルの考え方にに基づき、それに塑性成分を加えたモデルである。本構成モデルにおいても、式(5-5)で表されるように、ひずみ増分が弾性成分、塑性成分、クリープ成分の3つの線形和であると仮定する。

$$D_{ij} = D_{ij}^e + D_{ij}^p + D_{ij}^c \quad (5-5)$$

Maxwell model



Voigt model



This model (Hashiguchi et al., 2000)

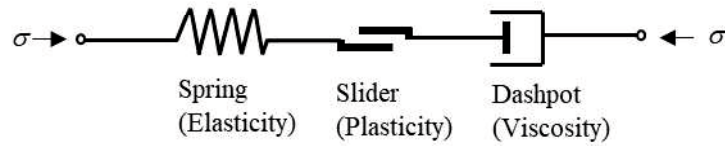


図 5-1 時間依存型構成モデルの概念図

弾性モデルにおける応力テンソルとストレッチングの関係式は、Hooke の法則に従うとすると、弾性マトリクス $[D^e]$ を用いて、以下のようなになる。

$$d\sigma'_{ij} = [D^e] D_{ij}^e \quad (5-6a)$$

$$\begin{bmatrix} d\sigma'_{11} \\ d\sigma'_{22} \\ d\sigma'_{33} \\ d\sigma'_{12} \\ d\sigma'_{23} \\ d\sigma'_{31} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda(1-\nu)/\nu & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda(1-\nu)/\nu & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda & \lambda(1-\nu)/\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu \end{bmatrix} \begin{bmatrix} D_{11}^e \\ D_{22}^e \\ D_{33}^e \\ D_{12}^e \\ D_{23}^e \\ D_{31}^e \end{bmatrix} \quad (5-6b)$$

ここで、 λ および μ は、Lame の定数であり、以下のように表される。

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (5-7)$$

式(5-6b)を，弾性ストレッチングについて解けば，以下のようになる．

$$\begin{bmatrix} D_{11}^e \\ D_{22}^e \\ D_{33}^e \\ D_{12}^e \\ D_{23}^e \\ D_{31}^e \end{bmatrix} = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ -\nu & 1 & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ -\nu & -\nu & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1+\nu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1+\nu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1+\nu \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\sigma'_{11} \\ d\sigma'_{22} \\ d\sigma'_{33} \\ d\sigma'_{12} \\ d\sigma'_{23} \\ d\sigma'_{31} \end{bmatrix} \quad (5-8)$$

したがって，弾性ストレッチング D_{ij}^e は次式で与えられる．

$$D_{ij}^e = \frac{1+\nu}{E} d\sigma'_{ij} - \frac{\nu}{E} d\sigma'_{kk} \delta_{ij} \quad (5-9)$$

ここで，ヤング係数 E は体積弾性係数 K を用いると次のようになる．

$$E = 3(1-2\nu)K \quad (5-10)$$

また， $d\sigma'_{kk}$ は主応力増分の和で与えられ，次のように表される．

$$d\sigma'_{kk} = 3dp' = d\sigma'_{11} + d\sigma'_{22} + d\sigma'_{33} \quad (5-11)$$

次に，塑性ストレッチング D_{ij}^p は非関連流れ則に従い，以下の式で与えられるとする．

$$D_{ij}^p = A \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \quad (5-12)$$

ここで， g は塑性ポテンシャル関数， A は塑性ストレッチングの大きさを与える比例定数である．

さらに，時間依存成分であるクリープストレッチング D_{ij}^c は，次式で与えられる．

$$D_{ij}^c = A_c \frac{\partial g_c}{\partial \sigma'_{ij}} \quad (5-13)$$

ここで， g_c はクリープポテンシャル関数， A_c はクリープポテンシャル面に関連した比例定数である．

5.2.2 塑性ポテンシャル関数

塑性ポテンシャル関数は、ストレスダイレイタンシー式に直行則を適用し、積分することで求まる。直行則の概念図を図 5-2 に示す。塑性ポテンシャルは、塑性ひずみ増分ベクトルに直行することから、次式の関係が成り立つ。

$$\frac{dp'}{dq} \frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_s^p} = -1 \tag{5-14}$$

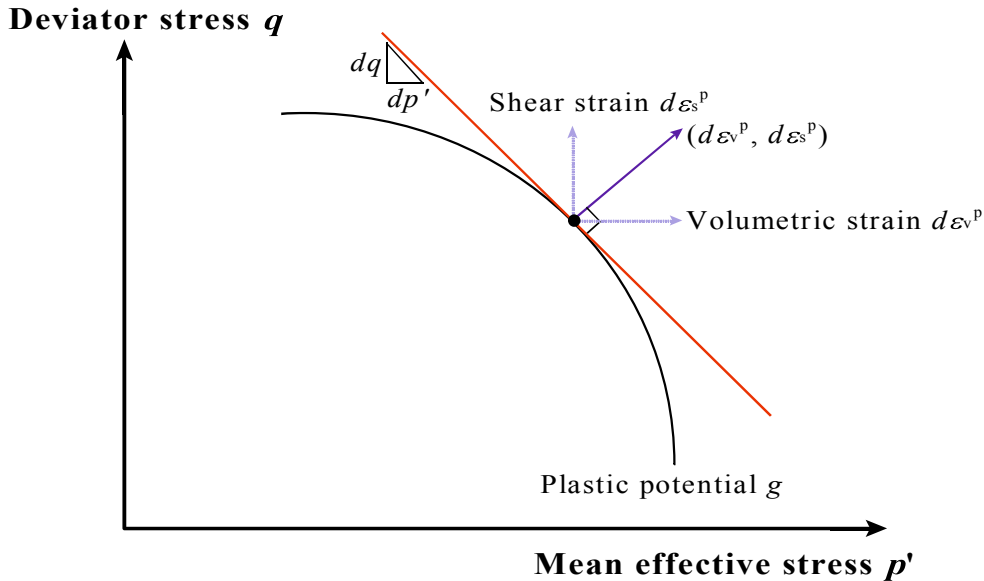


図 5-2 直行則の概念図

本研究では、第 3 章においてメタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンシー関係を考察した結果、Kasama et al. (2010)が提案するストレスダイレイタンシー式が適していることが確認された。式(5-14)に式(3-13)を代入して積分すると、塑性ポテンシャル関数が得られる。

$$g = \frac{C}{2(C-1)} \ln \{ M^2 + (C-1)\eta^{*2} \} + \ln(p' + Rp_{int}) = const. \tag{5-15}$$

ここで、パラメータ M は塑性ひずみ増分比 $d\varepsilon_s^p/d\varepsilon_v^p=0$ のときの応力比である。また、パラメータ C は塑性ポテンシャルの形状を規定し、ダイレイタンシー特性を評価するパラメータである。図 5-3 にパラメータ C の値を $c=1.5\sim3$ と変化させたときの塑性ポテンシャルの変化を示す。また、図 5-4 には塑性ポテンシャルの形状が塑性ひずみ増分に与える影響を示す。パラメータ C の増加に伴い、図中 θ の値が小さくなる。その結果、同じ応力比が作用した際に、塑性せん断ひずみ増分 $d\varepsilon_s^p$ が大きくなり、塑性体積ひずみ増分 $d\varepsilon_v^p$ が小さくなる。

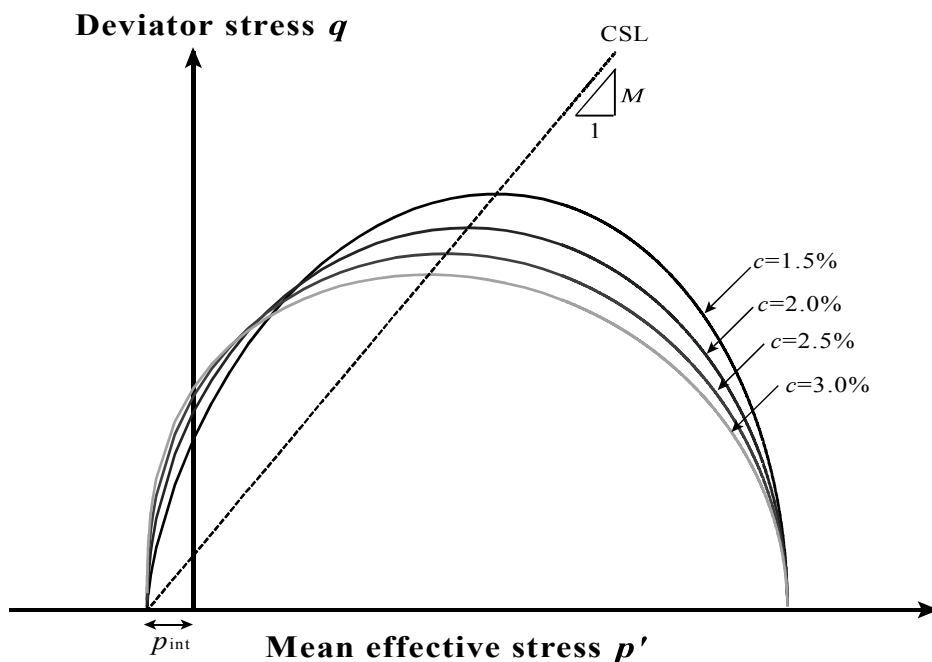


図 5-3 パラメータ c が塑性ポテンシャルの形状に与える影響

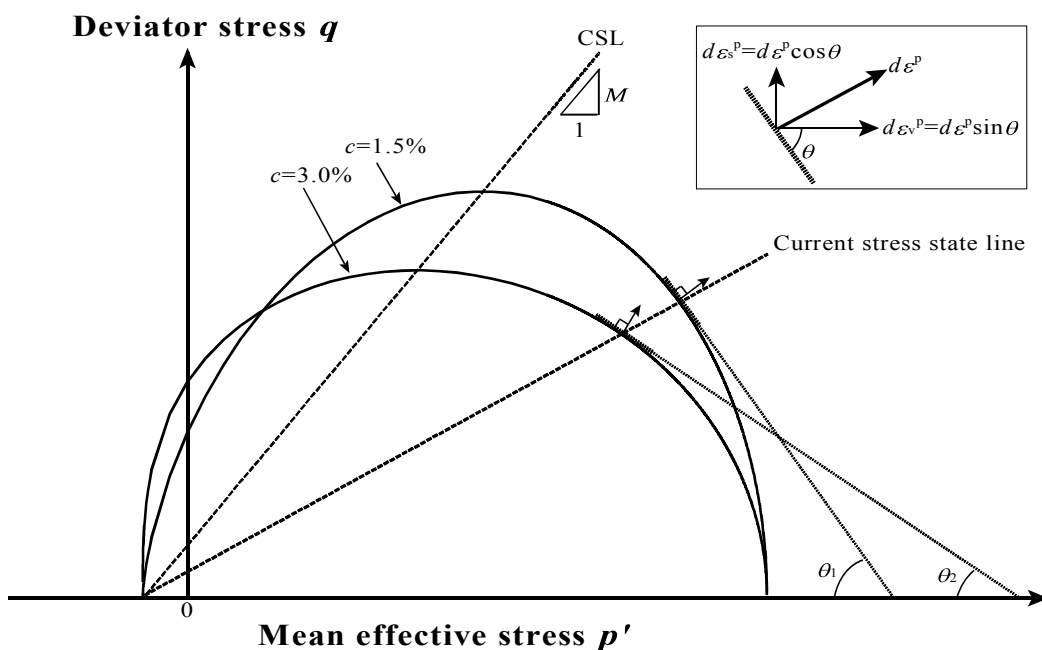


図 5-4 塑性ポテンシャルの形状が塑性ひずみ増分に及ぼす影響

5.2.3 降伏関数および下負荷面関数

Yasufuku et al. (1989) が提案する等方硬化型構成式の降伏曲面の勾配を与える式を実質効力比 η^* により拡張すると式(5-16)のようになり、積分することで式(5-17)、式(5-18)に示すメタンハイドレート胚胎土の降伏関数 F_{MH} が求められる。

$$\frac{dq}{dp'} = \frac{\eta^{*2} - N^2}{D\eta^*} \quad (5-16)$$

$$F_{MH} = (p' + p_{int})^2 - (p' + p_{int})^2 \left(\frac{p'_{0MH} + p_{int}}{p' + p_{int}} \right)^{\frac{2(D-1)}{D}} + \frac{(D-1)}{N^2} q^2 = 0 \quad (D \neq 1) \quad (5-17)$$

$$F_{MH} = (p' + p_{int}) \exp \left\{ \frac{q^2}{2N^2 (p' + p_{int})^2} \right\} - (p'_{0MH} + p_{int}) = 0 \quad (D=1) \quad (5-18)$$

ここで、 N は降伏曲面の勾配が0となる応力比、 D は降伏曲面の形状を規定するパラメータである。なお、 $p_{int}=0$ のときには、メタンハイドレートを含まない土のみの降伏関数 F_s が得られる。

$$F_s = p'^2 - p'^2 \left(\frac{p'_{0s}}{p'} \right)^{\frac{2(D-1)}{D}} + \frac{(D-1)}{N^2} q^2 = 0 \quad (D \neq 1) \quad (5-19)$$

$$F_s = p' \exp \left(\frac{q^2}{2N^2 p'^2} \right) - p'_{0s} = 0 \quad (D=1) \quad (5-20)$$

次に、降伏曲面内の塑性変形を表現するために、Hashiguchi et al. (1977) が提案する下負荷面を適用する。下負荷面関数 f は次式で与えられる。

$$f = (p' + Rp_{int})^2 - (p' + Rp_{int})^2 \left\{ \frac{R(p'_{0MH} + p_{int})}{p' + Rp_{int}} \right\}^{\frac{2(D-1)}{D}} + \frac{(D-1)}{N^2} q^2 = 0 \quad (D \neq 1) \quad (5-21)$$

$$f = (p' + Rp_{int}) \exp \left\{ \frac{q^2}{2N^2 (p' + Rp_{int})^2} \right\} - R(p'_{0MH} + p_{int}) = 0 \quad (D=1) \quad (5-22)$$

ここで、 R はメタンハイドレート胚胎土の正規降伏曲面に対する下負荷面の相似比を表す。

5.2.4 クリープポテンシャル関数

メタンハイドレート胚胎土の塑性ポテンシャル関数を参考に、現応力点を通るクリープポテンシャル関数 g_c を次式で定義する。

$$g_c = \frac{C}{2(C-1)} \ln \{ m_c^2 + (C-1)\eta^{*2} \} + \ln(p' + p_{intc}) = const. \quad (5-23)$$

ここで、 m_c は最大軸差応力時の応力比を表す。本研究では、簡単のため $m_c = M$ とおく。また、 p_{intc} はメタンハイドレート胚胎土の正規降伏曲面とクリープポテンシャルの相似比から決定されるもので、本研究においては下負荷面との相似比 R と同値としている。つまり、 $p_{intc} = Rp_{int}$ となる。

図 5-5 に、 q - p' 面および p_{int} - p' 面における塑性ポテンシャル g 、メタンハイドレート胚胎土の正規降伏曲面 F_{MH} 、ホスト砂模擬土の正規降伏曲面 F_s 、下負荷面 f およびクリープポテンシャル g_c の模式図を示す。

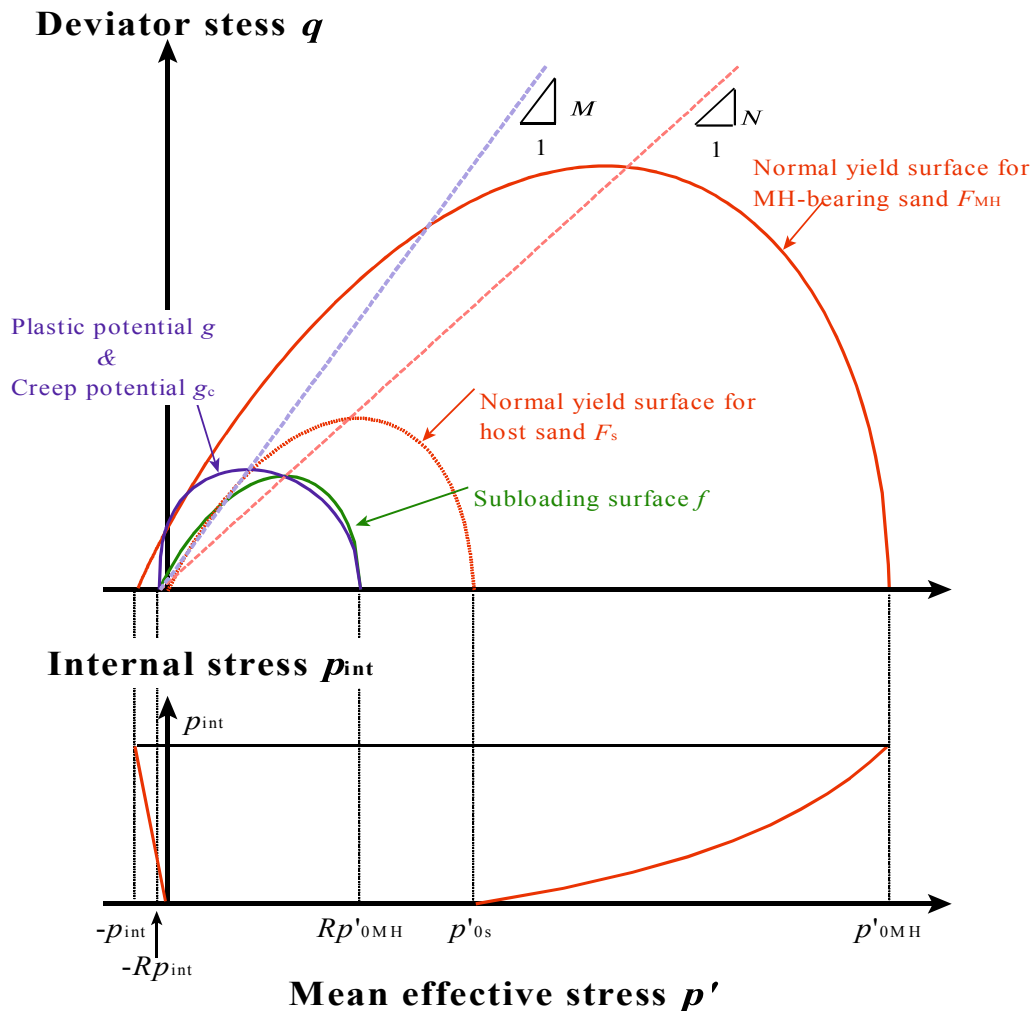


図 5-5 3次元空間内における塑性ポテンシャル，正規降伏曲面，下負荷面およびクリープポテンシャルの模式図

5.2.5 クリープストレッチングの評価

クリープストレッチングは、せん断クリープ試験を行った時のクリープ体積ひずみ速度とクリープ時間の関係から規定していく。クリープ体積ひずみ速度とクリープ時間の関係を両対数グラフで表した場合に直線になると仮定すると、

$$\alpha = \frac{\log\left(\frac{d\varepsilon_v^c}{dt}\right) - \log\left(\frac{d\varepsilon_v^c}{dt}\right)_{(t_0)}}{\log t - \log t_0} \quad (5-24a)$$

$$\frac{d\varepsilon_v^c}{dt} = \left(\frac{d\varepsilon_v^c}{dt}\right)_{(t_0)} \cdot \left(\frac{t}{t_0}\right)^\alpha \quad (5-24b)$$

ここで、 α は二次圧密係数であり、直線の傾きを表す。また、クリープ体積ひずみはクリープ体積ひずみ速度を積分することで求められる。式(5-24b)の t について、 t_0 から t まで積分すると、

$$\varepsilon_v^c = \int_{t_0}^t \left(\frac{d\varepsilon_v^c}{dt}\right)_{(t_0)} \cdot \left(\frac{t}{t_0}\right)^\alpha dt = \frac{\left(\frac{d\varepsilon_v^c}{dt}\right)_{(t_0)}}{\alpha+1} t_0 \left[\left(\frac{t}{t_0}\right)^{\alpha+1} - 1 \right] \quad (5-25)$$

また、式(5-13)より次のように表される。

$$\frac{d\varepsilon_v^c}{dt} = D_v^c = D_{11}^c + D_{22}^c + D_{33}^c = A_c \left(\frac{\partial g_c}{\partial \sigma'_{11}} + \frac{\partial g_c}{\partial \sigma'_{22}} + \frac{\partial g_c}{\partial \sigma'_{33}} \right) = A_c tr \frac{\partial g_c}{\partial \sigma'_{ij}} \quad (5-26a)$$

したがって、比例定数 A_c は次のように表される。

$$A_c = \frac{D_{v(t_0)}^c \cdot \left(\frac{t}{t_0}\right)^\alpha}{tr \frac{\partial g_c}{\partial \sigma'_{ij}}} \quad (5-26b)$$

なお、式(5-26b)において、クリープ体積ひずみ速度の成分は、ストレッチングを表す D の記号を用いて表記している。式(5-26b)を式(5-13)に代入することにより、ある時間に生じるクリープひずみ増分が次式のように表される。

$$D_{ij}^c = D_{v(t_0)}^c \cdot \left(\frac{t}{t_0}\right)^\alpha \frac{\partial g_c}{tr \frac{\partial g_c}{\partial \sigma'_{ij}}} \quad (5-27)$$

<第5章 メタンハイドレート胚胎土の弾粘塑性構成モデル>

本研究では、第4章の図4-9で得られた結果のように、クリープ軸ひずみ速度とクリープ時間の関係が直線になることを踏まえて、次式を用いている。

$$D_{11}^c = D_{11(t_0)}^c \cdot \left(\frac{t}{t_0} \right)^\alpha \frac{\frac{\partial g_c}{\partial \sigma'_{ij}}}{\frac{\partial g_c}{\partial \sigma'_{11}}} \quad (5-28)$$

5.2.6 時間依存型の硬化特性の評価

相似比 R の発展則 dR は下負荷面が正規降伏曲面を超えて膨張することから、塑性ストレッチングの大きさ $\|D_{ij}^p\|$ の関数として拡張し、次式 (Hashiguchi et al., 2000) で定義する。

$$dR = U^t \times \|D_{ij}^p\| = U^t \times \Lambda \sqrt{\frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} = \Lambda \bar{R} \quad (D_{ij}^p \neq 0) \quad (5-29)$$

$$\bar{R} = U^t \sqrt{\frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} \quad (5-30)$$

ここで、 U^t は次式で表すことができる。

$$U^t = U_R + U_D \quad (5-31)$$

さらに、 U_R および U_D を次のように仮定する。

$$U_R = -u \ln R \quad (5-32)$$

$$U_D = \xi \|D_{ij}^p\| \quad (5-33)$$

したがって、 U^t は以下のようなになる。

$$U^t = -u \ln R + \xi \|D_{ij}^p\| \quad (5-34)$$

図 5-6 に U^t と R の関係を示す。ここで、 U_D は塑性ストレッチングの単調増加関数で、 ξ は材料定数である。 U_D を与えることは、載荷速度によって異なる硬化挙動、つまり塑性変形挙動を与えることを意味している。

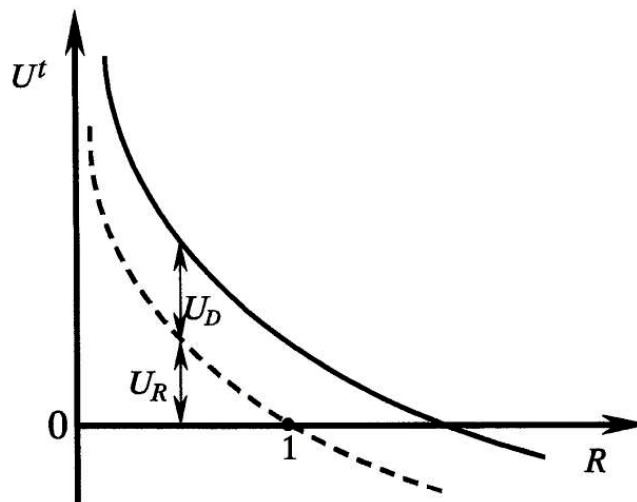


図 5-6 相似比 R の発展則における関数 U^t (Hashiguchi, 2000)

5.2.7 内部応力の発展則

内部応力 p_{int} の損傷を定義する発展則 dp_{int} を考察する上で、ひずみの蓄積による内部応力 p_{int} の損傷をどのように表現するかが重要となる。内部応力の損傷には、仕事量との関連が確認されている。さらに、メタンハイドレート胚胎土の場合、メタンハイドレート飽和率の減少に伴う内部応力の減少も考慮しなければならない。したがって、ひずみによる損傷または分解履歴を受けたメタンハイドレート胚胎土の内部応力を、仕事量とメタンハイドレート飽和率の関数として次式で仮定する。

$$p_{\text{int}} = -\chi W^p + \zeta S_{MH}^\psi \quad (5-35)$$

ここで、 χ は内部応力の損傷を表すパラメータである。式(5-35)より、内部応力の発展則 dp_{int} は以下の式で与えられる。

$$dp_{\text{int}} = \frac{\partial p_{\text{int}}}{\partial W^p} dW^p + \frac{\partial p_{\text{int}}}{\partial S_{MH}} dS_{MH} = -\chi dW^p + \zeta \psi S_{MH}^{\psi-1} dS_{MH} \quad (5-36)$$

一方で、Kasama et al. (2000) は、セメント改良粘土の内部消散エネルギー式を、次のような形で提案している。

$$dW_{in} = (p' + p_r) \sqrt{(d\varepsilon_v^p)^2 - X d\varepsilon_v^p d\varepsilon_s^p + (M^2 d\varepsilon_s^p)^2} - p_r d\varepsilon_v^p \quad (X = (C-2)\eta^*) \quad (5-37)$$

ここで $X d\varepsilon_v^p d\varepsilon_s^p$ はダイレイタンシーに関する項であり、 X は土の特性を規定する因子とされている。本構成則では p_r を p_{int} と置き換え、さらにクリープ成分を含めて拡張した次式を仮定する。

$$dW_{in} = (p' + p_{\text{int}}) \sqrt{(d\varepsilon_v^p)^2 - (C-2)\eta^* d\varepsilon_v^p d\varepsilon_s^p + (M d\varepsilon_s^p)^2} + \sqrt{(d\varepsilon_v^c)^2 + (m_c d\varepsilon_s^c)^2} - p_{\text{int}} (d\varepsilon_v^p + d\varepsilon_v^c) \quad (5-38)$$

ここで、 dp_{int} が満足しなければならない条件を示すと、

- (a) $p_{\text{int}}=0$ のとき $dp_{\text{int}}=0$
- (b) $d\varepsilon_v^p \neq 0$ のとき $dp_{\text{int}} < 0$
- (c) $d\varepsilon_s^p \neq 0$ のとき $dp_{\text{int}} < 0$

である。これらを満足するように式(5-39)を書き直すと、

$$dW^p = p_{\text{int}} \left\{ \sqrt{(d\varepsilon_v^p)^2 - (C-2)\eta^* d\varepsilon_v^p d\varepsilon_s^p + (M d\varepsilon_s^p)^2} + \sqrt{(d\varepsilon_v^c)^2 + (m_c d\varepsilon_s^c)^2} \right\} \quad (5-39)$$

式(5-39)を式(5-36)に代入すると、内部応力の発展則 dp_{int} が以下の式で求められる。

$$dp_{\text{int}} = -\chi p_{\text{int}} \left\{ \Lambda \left[\left(\frac{\partial g}{\partial p'} \right)^2 - (C-2)\eta^* \frac{\partial g}{\partial p'} \frac{\partial g}{\partial q} + M^2 \left(\frac{\partial g}{\partial q} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} + \Lambda_c \left[\left(\frac{\partial g_c}{\partial p'} \right)^2 + m_c^2 \left(\frac{\partial g_c}{\partial q} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \right\} + \zeta \psi S_{MH}^{\psi-1} dS_{MH} \quad (5-40a)$$

$$dp_{\text{int}} = \overline{\Lambda p_{\text{int}}} + \overline{\Lambda_c p_{\text{int}c}} + \zeta \psi S_{MH}^{\psi-1} dS_{MH} \quad (5-40b)$$

$$\overline{p_{\text{int}}} = -\chi p_{\text{int}} \left\{ \left[\left(\frac{\partial g}{\partial p'} \right)^2 - (C-2)\eta^* \frac{\partial g}{\partial p'} \frac{\partial g}{\partial q} + M^2 \left(\frac{\partial g}{\partial q} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \right\}, \quad \overline{p_{\text{int}c}} = -\chi p_{\text{int}} \left\{ \left[\left(\frac{\partial g_c}{\partial p'} \right)^2 + m_c^2 \left(\frac{\partial g_c}{\partial q} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \right\} \quad (5-40c)$$

5.2.8 硬軟化則

図 5-7 に、本構成モデルの硬軟化則における、メタンハイドレート胚胎土とホスト砂模擬土の $e-\ln p'$ 関係を示す。図中の破線はホスト砂模擬土の $e-\ln p'$ 関係を示している。ここで、 p'_{0s} は土のみの圧縮降伏応力であり、その時の間隙比を e_{0s} とする。また、 p'_c は等方圧密開始時の平均有効主応力であり、その時の間隙比を e_c とする。さらに、 p'_i は基準応力であり、その時の間隙比を e_i とする。

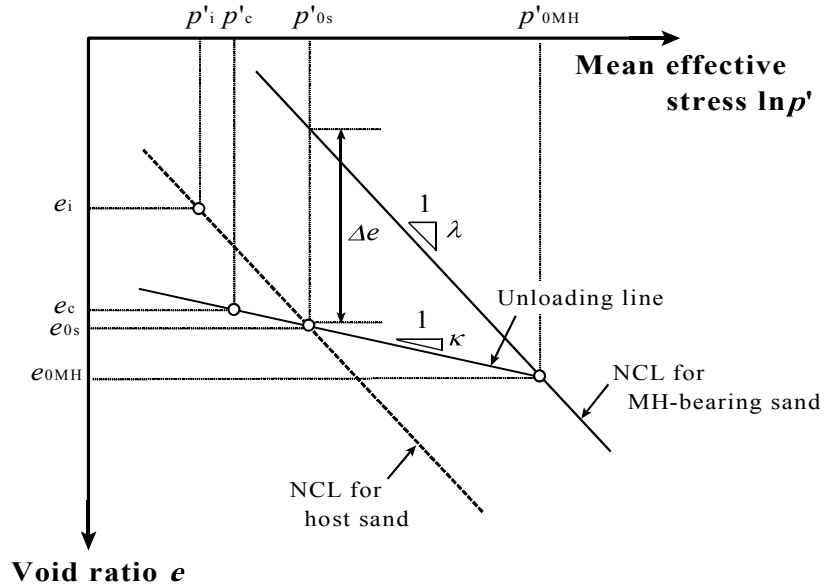


図 5-7 硬化則における $e-\ln p'$ 関係

除荷曲線とホスト砂模擬土の圧縮曲線から p'_{0s} と e_{0s} は以下の式で与えられる。

$$p'_{0s} = \exp\left(\frac{e_i - e_c + \lambda \ln p'_i - \kappa \ln p'_c}{\lambda - \kappa}\right) \quad (5-41)$$

$$e_{0s} = e_i - \lambda \ln \frac{p'_{0s}}{p'_i} \quad (5-42)$$

図中の p'_{0MH} は、メタンハイドレート胚胎土の圧縮降伏応力を示し、その時の間隙比を e_{0MH} とする。ここで、 p'_{0s} と p'_{0MH} の関係を示していく。同平均有効主応力下におけるメタンハイドレート胚胎土とホスト砂模擬土の間隙比の差 Δe を次のように仮定する。

$$\Delta e = \frac{p_{int}}{\beta + \gamma p_{int}} \quad (5-43)$$

ここで、 β および γ は p'_{0s} と p'_{0MH} の関係を表す材料定数である。さらに、図中の関係から、

$$\Delta e = \lambda \ln \left(\frac{p'_{0MH}}{p'_{0s}} \right) - \kappa \ln \left(\frac{p'_{0MH}}{p'_{0s}} \right) \quad (5-44)$$

式(5-43)と式(5-44)の関係から、メタンハイドレート胚胎土の降伏応力は以下のように与えられる。

$$p'_{0MH} = \exp \left\{ \ln p'_{0s} + \frac{p_{int}}{(\beta + \gamma p_{int})(\lambda - \kappa)} \right\} \quad (5-45)$$

したがって、硬軟化則は次式で定義される。

$$dp'_{0MH} = \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p'_{0s}} dp'_{0s} + \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} dp_{int} = \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p'_{0s}} \frac{1+e_{0s}}{\lambda - \kappa} p'_{0s} D_v^{pc} + \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} dp_{int} \quad (5-46)$$

ここで、 D_v^{pc} は塑性ひずみ増分とクリープひずみ増分の線形和である。

$$D_v^{pc} = D_v^p + \omega D_v^c = \Lambda \frac{\partial g}{\partial p'} + \omega D_v^c \quad (5-47)$$

式中のパラメータ ω は、クリープ変形が土の硬化に寄与するとした場合に機能するパラメータである。式(5-47)を式(5-46)に代入すると、以下のようにまとめられる。

$$dp'_{0MH} = \bar{k} \Lambda + \bar{k}^T D_v^c + \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} dp_{int} \quad (5-48a)$$

$$\bar{k} = \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p'_{0s}} \frac{1+e_{0s}}{\lambda - \kappa} p'_{0s} \frac{\partial g}{\partial p'} \quad (5-48b)$$

$$\bar{k}^T = \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p'_{0s}} \frac{1+e_{0s}}{\lambda - \kappa} \omega p'_{0s} \quad (5-48c)$$

5.2.9 弾粘塑性マトリクスの評価

全ひずみ増分は、式(5-5)で表されるため、式(5-6a)、式(5-12)および式(5-13)をそれぞれ代入すると、以下のようになる。

$$d\sigma'_{ij} = [\mathbf{D}^e] \left[D_{ij} - \Lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} - D_{ij}^c \right] \quad (5-49)$$

ここで、Prager の適合条件 ($df=0$) を考えると、

$$df = \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} d\sigma'_{ij} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} dp'_{0MH} + \frac{\partial f}{\partial R} dR + \frac{\partial f}{\partial p_{int}} dp_{int} = 0 \quad (5-50a)$$

$$df = \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} [\mathbf{D}^e] \left[D_{ij} - \Lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} - D_{ij}^c \right] + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \left(\bar{k}\Lambda + \bar{k}^T D_v^c + \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} dp_{int} \right) + \frac{\partial f}{\partial R} \Lambda \bar{R} + \frac{\partial f}{\partial p_{int}} \left\langle \bar{p}_{int} \Lambda + \bar{p}_{intc} \Lambda_c + \zeta \psi S_{MH}^{\psi-1} dS_{MH} \right\rangle = 0 \quad (5-50b)$$

$$\Lambda = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} [\mathbf{D}^e] D_{ij} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \bar{k}^T D_v^c + \left(\frac{\partial f}{\partial p_{int}} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} \right) \left\langle \bar{p}_{intc} \Lambda_c + \zeta \psi S_{MH}^{\psi-1} dS_{MH} \right\rangle - \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} [\mathbf{D}^e] D_{ij}^c}{H + \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} [\mathbf{D}^e] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} \quad (5-50c)$$

ここで、 H は硬化係数であり、以下のように表される。

$$H = H_{p_0} + H_R + H_{p_{int}} \quad (5-51a)$$

$$H_{p_0} = -\frac{\partial f}{\partial p'_{0s}} \bar{k} = -\frac{\partial f}{\partial p'_{0s}} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p'_{0s}} \frac{1 + e_{0s}}{\lambda - \kappa} p'_{0s} \frac{\partial g}{\partial p'} \quad (5-51b)$$

$$H_R = -\frac{\partial f}{\partial R} \bar{R} = -\frac{\partial f}{\partial R} U^t \sqrt{\frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} \quad (5-51c)$$

$$H_{p_{int}} = -\left(\frac{\partial f}{\partial p_{int}} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} \right) \bar{p}_{int} = -\left(\frac{\partial f}{\partial p_{int}} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} \right) \left\langle -\chi p_{int} \left\{ \left(\frac{\partial g}{\partial p'} \right)^2 - (C-2) \eta^* \frac{\partial g}{\partial p'} \frac{\partial g}{\partial q} + M^2 \left(\frac{\partial g}{\partial q} \right)^2 \right\} \right\rangle \quad (5-51d)$$

式(5-49)に式(5-50c)を代入すると、応力ひずみ関係が以下のように誘導できる。

$$d\sigma'_{ij} = [\mathbf{D}^e] \left[D_{ij} - \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] D_{ij} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \overline{k^T} D_v^c + \left(\frac{\partial f}{\partial p_{int}} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} \right) \left(\overline{p_{intc}} A_c + \zeta \psi S_{MH}^{\psi-1} dS_{MH} \right) - \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] D_{ij}^c}{H + \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} - D_{ij}^c \right] \quad (5-52a)$$

$$d\sigma'_{ij} = \left[\mathbf{D}^e \right] - \frac{\left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right]}{H + \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} D_{ij} - \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \left(\frac{\partial f}{\partial p_{int}} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} \right) \zeta \psi S_{MH}^{\psi-1}}{H + \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} dS_{MH} - \frac{\left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \overline{k^T} D_v^c}{H + \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} \left[\mathbf{D}^e \right] - \frac{\left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \left(\frac{\partial f}{\partial p_{int}} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} \right) \overline{p_{intc}} A_c}{H + \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} D_{ij}^c + \frac{\left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \left(\frac{\partial f}{\partial p_{int}} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} \right) \overline{p_{intc}} A_c}{H + \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} \quad (5-52b)$$

$$d\sigma'_{ij} = [\mathbf{D}^{ep}] D_{ij} - [\mathbf{D}^{ep}] D_{ij}^c - \frac{\left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \overline{k^T} D_v^c}{H + \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} - \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \left(\frac{\partial f}{\partial p_{int}} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} \right) \zeta \psi S_{MH}^{\psi-1}}{H + \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} dS_{MH} + \frac{\left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \left(\frac{\partial f}{\partial p_{int}} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} \right) \overline{p_{intc}} A_c}{H + \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} \quad (5-52c)$$

$$d\sigma'_{ij} = [\mathbf{D}^{ep}] D_{ij} - d\sigma'_{ij}^c - \frac{\left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \left(\frac{\partial f}{\partial p_{int}} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} \right) \zeta \psi S_{MH}^{\psi-1}}{H + \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} dS_{MH} + \frac{\left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \left(\frac{\partial f}{\partial p_{int}} + \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{int}} \right) \overline{p_{intc}} A_c}{H + \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} \quad (5-52d)$$

$$d\sigma'_{ij}^c = [\mathbf{D}^{ep}] D_{ij}^c + \frac{\left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \frac{\partial f}{\partial p'_{0MH}} \overline{k^T} D_v^c}{H + \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \left[\mathbf{D}^e \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}}} \quad (5-52e)$$

ここで、 $[\mathbf{D}^{ep}]$ は弾塑性マトリクスを示す。

5.2.10 各偏微分項の計算

弾粘塑性マトリクスを構成する各偏微分項についてまとめると以下のようになる。

$$\frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} = \frac{\partial g}{\partial p'} \frac{\partial p'}{\partial \sigma'_{ij}} + \frac{\partial g}{\partial q} \frac{\partial q}{\partial \sigma'_{ij}} \quad (5-53)$$

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} = \frac{\partial f}{\partial p'} \frac{\partial p'}{\partial \sigma'_{ij}} + \frac{\partial f}{\partial q} \frac{\partial q}{\partial \sigma'_{ij}} \quad (5-54)$$

$$\frac{\partial p'}{\partial \sigma'_{ij}} = \frac{1}{3} \delta_{ij} \quad (5-55)$$

$$\frac{\partial q}{\partial \sigma'_{ij}} = \frac{3}{2} \frac{1}{q} \delta_{ij} \quad (5-56)$$

$$\frac{\partial g}{\partial p'} = \frac{M^2 - \eta^{*2}}{\{M^2 + (C-1)\eta^{*2}\}(p' + p_{\text{int}})} \quad (5-57)$$

$$\frac{\partial g}{\partial q} = \frac{C\eta^*}{\{M^2 + (C-1)\eta^{*2}\}(p' + p_{\text{int}})} \quad (5-58)$$

$$\frac{\partial f}{\partial p'} = \frac{2(D-1)}{DM^2} (p' + Rp_{\text{int}}) \left\{ N^2 - \left(\frac{q}{p' + Rp_{\text{int}}} \right)^2 \right\} \quad (D \neq 1) \quad (5-59)$$

$$\frac{\partial f}{\partial p'} = \exp \left\{ \frac{q^2}{2N^2 (p' + Rp_{\text{int}})^2} \right\} \cdot \left\langle 1 - \left\{ \frac{q}{N(p' + Rp_{\text{int}})} \right\}^2 \right\rangle \quad (D=1) \quad (5-60)$$

$$\frac{\partial f}{\partial q} = \frac{2(D-1)}{N^2} q \quad (D \neq 1) \quad (5-61)$$

$$\frac{\partial f}{\partial q} = \exp \left\{ \frac{q^2}{2N^2 (p' + Rp_{\text{int}})^2} \right\} \cdot \frac{q}{N^2 (p' + Rp_{\text{int}})} \quad (D=1) \quad (5-62)$$

$$\frac{\partial f}{\partial p'_{\text{MH}}} = -R(p' + Rp_{\text{int}}) \cdot \frac{2(D-1)}{D} \left\{ \frac{R(p'_{\text{MH}} + p_{\text{int}})}{p' + Rp_{\text{int}}} \right\}^{\frac{D-2}{D}} \quad (D \neq 1) \quad (5-63)$$

$$\frac{\partial f}{\partial p'_{\text{MH}}} = -R \quad (D=1) \quad (5-64)$$

$$\frac{\partial f}{\partial p_{\text{int}}} = R(p' + Rp_{\text{int}}) \cdot \frac{2(D-1)}{D} \left\langle 1 - \left\{ \frac{q}{N(p' + Rp_{\text{int}})} \right\}^2 - \left\{ \frac{R(p'_{0MH} + p_{\text{int}})}{p' + Rp_{\text{int}}} \right\}^{\frac{D-2}{D}} \right\rangle \quad (D \neq 1) \quad (5-65)$$

$$\frac{\partial f}{\partial p_{\text{int}}} = R \left\langle \exp \left\{ \frac{q^2}{2N^2(p' + Rp_{\text{int}})^2} \right\} \cdot \left\{ 1 - \frac{q^2}{N^2(p' + Rp_{\text{int}})^2} \right\} - R \right\rangle \quad (D=1) \quad (5-66)$$

$$\frac{\partial f}{\partial R} = \frac{2(D-1)}{D} (p' + Rp_{\text{int}}) \left\langle \left\{ 1 - \frac{q^2}{N^2(p' + Rp_{\text{int}})^2} \right\} p_{\text{int}} - R(p'_{0MH} + p_{\text{int}}) \left\{ \frac{R(p'_{0MH} + p_{\text{int}})}{p' + Rp_{\text{int}}} \right\}^{\frac{D-2}{D}} \right\rangle \quad (5-67)$$

(D ≠ 1)

$$\frac{\partial f}{\partial R} = \exp \left\{ \frac{q^2}{2N^2(p' + Rp_{\text{int}})^2} \right\} \cdot \left\{ 1 - \frac{q^2}{2N^2(p' + Rp_{\text{int}})^2} \right\} p_{\text{int}} - R(p'_{0MH} + p_{\text{int}}) \quad (D=1) \quad (5-68)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p'_{0s}} &= \exp \left\{ \ln p'_{0s} + \frac{p_{\text{int}}}{(\beta + \gamma \times p_{\text{int}})(\lambda - \kappa)} \right\} \cdot \frac{1}{p'_{0s}} \\ &= p'_{0MH} \frac{1}{p'_{0s}} \end{aligned} \quad (5-69)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial p'_{0MH}}{\partial p_{\text{int}}} &= \exp \left\{ \ln p'_{0s} + \frac{p_{\text{int}}}{(\alpha + \beta \times p_{\text{int}})(\lambda - \kappa)} \right\} \cdot \frac{\beta}{(\beta + \gamma \times p_{\text{int}})^2 (\lambda - \kappa)} \\ &= p'_{0MH} \frac{\beta}{(\beta + \gamma \times p_{\text{int}})^2 (\lambda - \kappa)} \end{aligned} \quad (5-70)$$

5.3 パラメータの物理的意味と決定方法

本構成モデルに用いるパラメータと物理的意味については表 5-2 に示すとおりである。メタンハイドレート飽和率に依らない材料定数は、表中に橙色で示す p_i , e_i , λ , κ , u , M , N である。次に、メタンハイドレート飽和率に依存するパラメータは、青色で示す C , D , β , γ , ζ , ψ , χ である。また、時間依存特性を表現するためのパラメータは、緑色で示す α , $D_{(t_0)}^c$, m_c , ξ , ω である。以下、 $F_c=8.9\%$ の実験結果を取り上げて、パラメータの決定方法についてそれぞれ説明する。

表 5-2 構成モデルで用いるパラメータの詳細

記号	パラメータの詳細
p_i	正規圧密曲線の位置を規定 (基準応力)
e_i	正規圧密曲線の位置を規定 (基準間隙比)
λ	e - $\ln p'$ 空間における圧縮指数
κ	e - $\ln p'$ 空間における膨張指数
u	塑性ひずみ増分の大きさを規定
M	塑性ポテンシャル曲面の勾配が0となる応力比
N	降伏曲面の勾配が0となる応力比
C	塑性ポテンシャル曲面の形状を規定
D	降伏曲面の形状を規定
β	内部応力の変動に伴う p_{0MH} の変化の程度を規定
γ	内部応力の変動に伴う p_{0MH} の変化の程度を規定
ζ	メタンハイドレートの固結力の程度を規定
ψ	メタンハイドレートの固結力の程度を規定
χ	内部応力の損傷の程度を規定
α	二次圧密係数
$D_{(t_0)}^c$	基準クリープ軸ひずみ速度
m_c	クリープポテンシャル面の最大軸差応力時の応力比
ξ	塑性ひずみ増分の大きさを規定 (載荷速度係数)
ω	クリープによる土の硬化の有無を規定

(1) 圧縮特性を評価するパラメータ

図 5-8 に示す等方圧密除荷試験結果を用いて、圧縮特性を評価する p_i , e_i , λ , κ の決定方法について説明する. p_i および e_i は基準応力とその時の正規圧密曲線上の間隙比を示す. なお, 基準応力は $p_i=1\text{MPa}$ と設定している. 基準間隙比 e_i と細粒分含有率 F_c の関係は図 5-9 のようになり, 式(5-71)で表すことができる.

$$e_i = e_1 \cdot \{1 - \exp(-e_2 F_c)\} + e_{i0} \quad (5-71)$$

ここで, e_1 , e_2 , e_{i0} はパラメータであり, 図中にそれらの値を示している.

λ および κ は, $e - \ln p'$ 上における正規圧密曲線および過圧密曲線の勾配である. 図 5-10 の結果より, 圧縮指数 λ と細粒分含有率 F_c の関係は以下のように表すことができる.

$$\lambda = l_1 \cdot \{1 - \exp(-l_2 F_c)\} + \lambda_0 \quad (5-72)$$

ここで, l_1 , l_2 , λ_0 はパラメータであり, 図中にそれらの値を示している.

膨張指数 κ は, 細粒分含有率の違いに依らずおよそ $\kappa=0.018$ である.

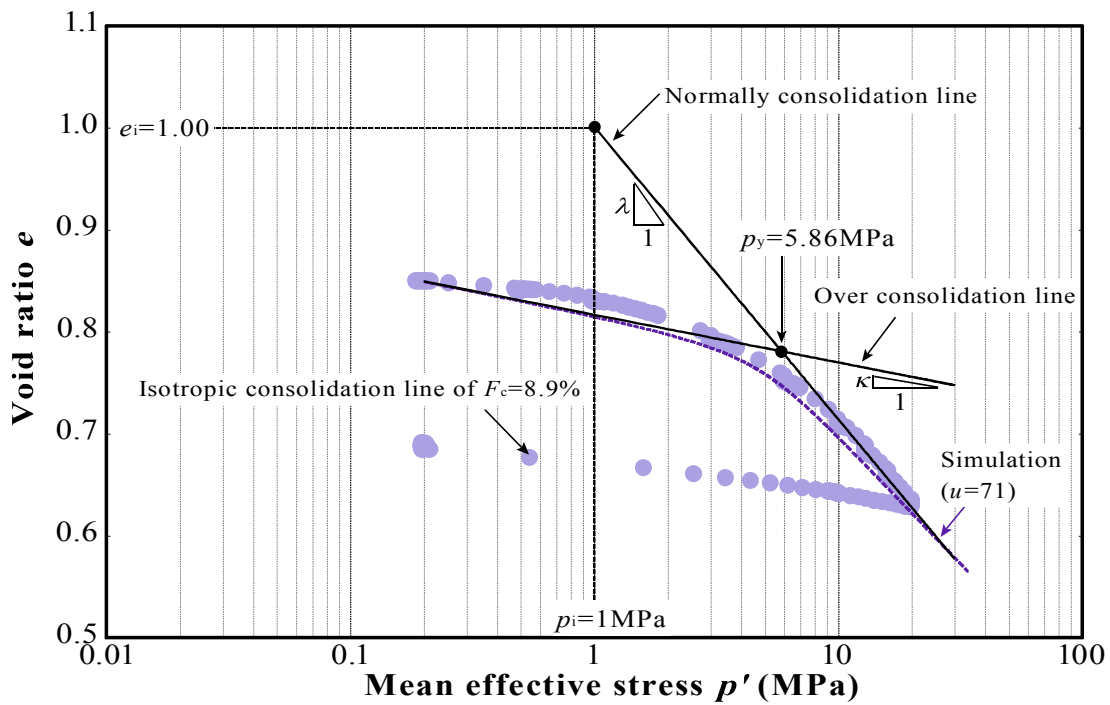


図 5-8 圧縮特性を評価するパラメータの決定方法

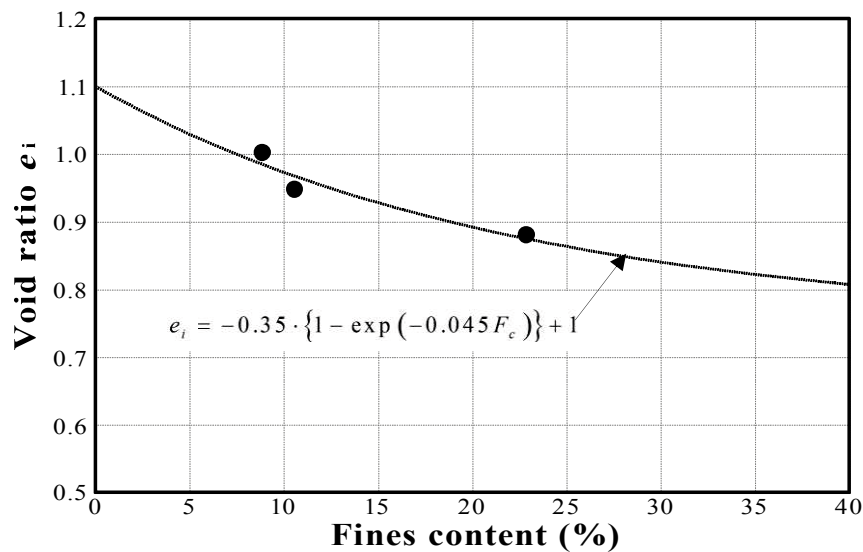


図 5-9 基準応力における間隙比と細粒分含有率の関係

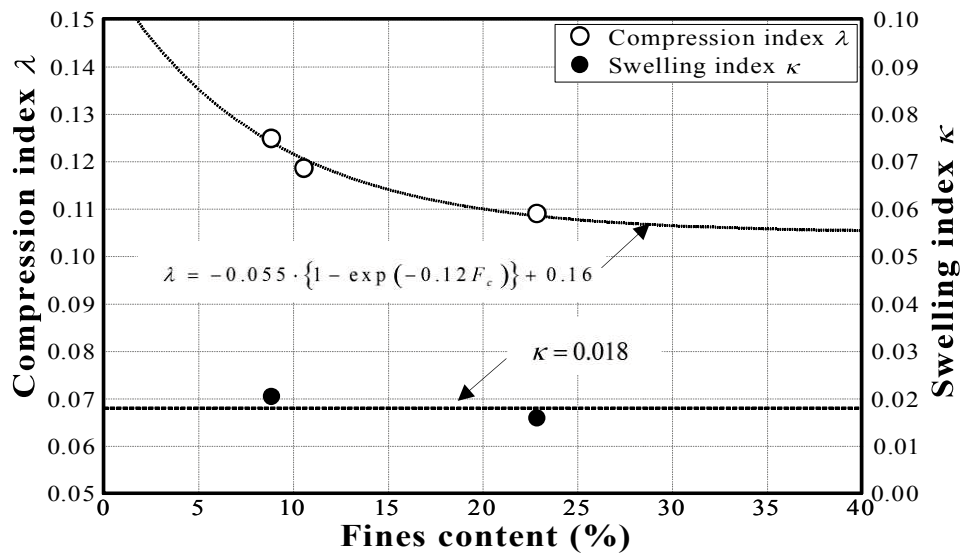


図 5-10 圧縮指数および膨張指数と細粒分含有率の関係

(2) 塑性ひずみ増分の大きさを評価するパラメータ

正規降伏曲面に対する下負荷面の相似比 R の発展則 dR に含まれるパラメータ u の値を変化させると、 u の値が低いほど低応力域から塑性体積ひずみが発達する。反対に、 u の値が大きくなるほど圧縮曲線の勾配は狭い応力域で急激に変化し、圧縮曲線の折れ曲がりは鋭くなる。等方圧密曲線における体積ひずみ増分は、簡単のために弾塑性論を用いて表現できるとし、弾塑性圧縮モデルを構築する。そして、モデルの計算結果から u の値を算定する。

$$d\varepsilon_v = d\varepsilon_v^e + d\varepsilon_v^p = \frac{1}{K^e} dp' + \frac{1}{K^p + K^x} dp' \quad (5-73a)$$

$$d\varepsilon_v = \frac{K^e + (K^p + K^x)}{K^e (K^p + K^x)} dp' \quad (5-73b)$$

ここで、 K^e 、 K^p は体積弾性係数および塑性係数である。また、 K^x は過圧密領域における塑性変形を評価する係数である。これら係数は、次のように表されるとする。

$$K^e = \frac{1 + e_0}{\kappa} p'_y \quad (5-74)$$

$$K^p = R \frac{1 + e_{i(iso)}}{\lambda - \kappa} p'_y \quad (5-75)$$

$$K^x = -u(\ln R) p'_y \quad (5-76)$$

ここで、 e_0 は等方圧密試験における初期間隙比、 $e_{i(iso)}$ は平均有効主応力 $p'=0.2\text{MPa}$ における正規圧密曲線上の間隙比である。 p'_y は降伏応力を示し、 R はこの検討では、降伏応力に対する現応力の比 ($R=p'/p'_y$) を意味する。式(5-74)から式(5-76)を式(5-73b)に代入し、 u について求めると次のようになる。

$$u = -\frac{(K^e + K^p) dp' - K^e K^p d\varepsilon_v}{(\ln R) p'_y (K^e d\varepsilon_v - dp')} \quad (5-77)$$

上式に、実験から得られる各々のパラメータ e_0 、 $e_{i(iso)}$ 、 λ 、 κ 、 p'_y を代入すると、 u の値を算出することができる。なお、 u の値は各応力レベルで異なるため、平均有効主応力 3MPa から 10MPa の間の平均値を採用している。弾塑性圧縮モデルから算定された u を用いて、 $F_c=8.9\%$ 等方圧密試験をシミュレーションした結果、図 5-8 の破線に示すように、実験より得られた $F_c=8.9\%$ の圧縮曲線をうまく再現できていることが確認される。

式(5-77)より求めた u の値と細粒分含有率 F_c の関係を見ると、図 5-11 のようになり、両者の関係は式(5-78)のように表すことができる。なお、 $F_c=30.0\%$ の u の値については、三軸圧縮シミュレーション結果より決定したフィッティング値である。

$$u = u_{\max} + (u_{\min} - u_{\max}) \frac{F_c^n}{u_1^n + F_c^n} \quad (5-78)$$

ここで、式中の u_{\max} と u_{\min} は、 u の最大値と最小値を規定するものである。 $F_c < 8.9\%$ の土の u の値は

$F_c=8.9\%$ のそれとさほど変わらないと仮定し、 $u_{\max}=71$ とした。また、 $u>0$ であることから、 $u_{\min}=0.1$ と設定した。 u_1 および n は、式(5-78)より求めた u の値とのフィッティングで $u_1=25$ 、 $n=9$ とした。

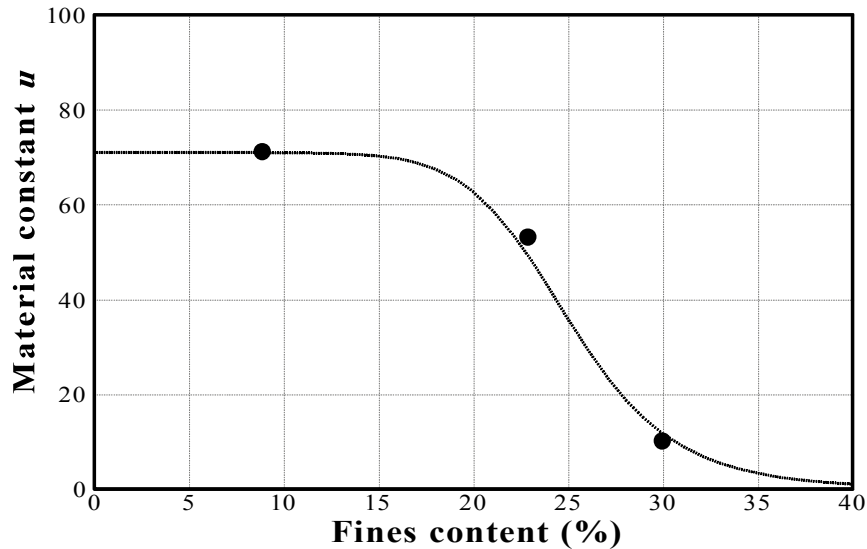


図 5-11 材料定数 u と細粒分含有率の関係

(3) ダイレイタンシー特性を評価するパラメータ

ダイレイタンシー特性を評価するパラメータ C の決定方法は、3.5.4 節に記載した実験結果の整理に基づく (図 5-12)。式(3-13)中の C の値を、実験から得られるストレスダイレイタンシー曲線から最小二乗法により算出する。パラメータ C と細粒分含有率 F_c の関係は図 5-13 のようになり、式(5-79)で表すことができる。直線の傾き c_1 と切片 C_0 はそれぞれ、メタンハイドレート飽和率により異なるので、メタンハイドレート飽和率の関数で以下のように与える。

$$C = c_1 F_c + C_0 \quad (5-79)$$

$$c_1 = 3.0 \times 10^{-6} S_{MH}^{2.35} + 0.015 \quad (5-80)$$

$$C_0 = 4.5 \times 10^{-5} S_{MH}^{2.65} + 1.6 \quad (5-81)$$

限界応力比 M は、ホスト砂模擬土の塑性ひずみ増分比 $d\varepsilon^p/d\varepsilon_s^p=0$ のときの応力比としている。試料により値は異なり、細粒分含有率との相関は見られないが、概ね $M=1.2\sim 1.3$ である。

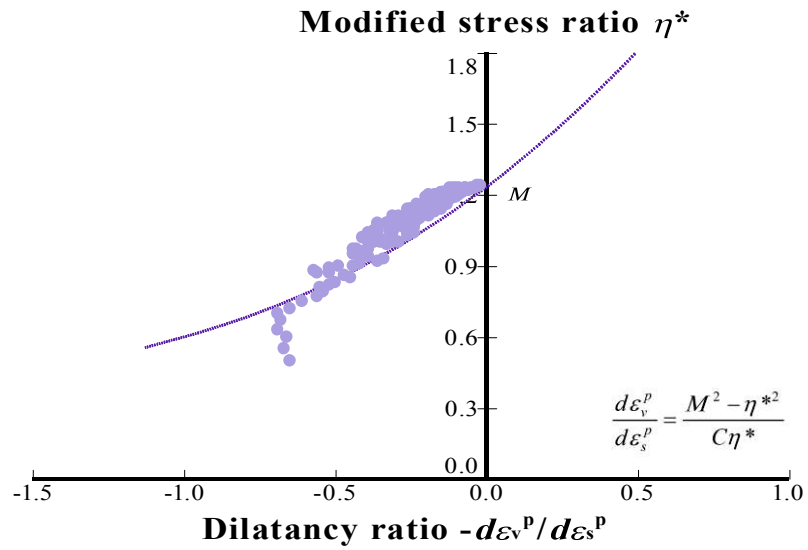


図 5-12 ダイレイタンス特性を評価するパラメータの決定方法

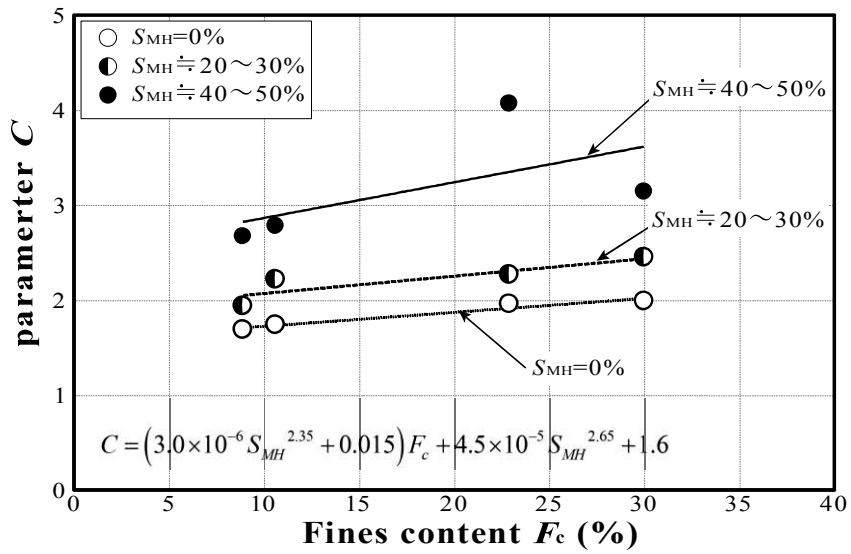


図 5-13 ダイレイタンス特性を評価するパラメータと細粒分含有率の関係

(4) 初期内部応力を規定するパラメータ

初期内部応力 p_{int} を規定するパラメータ ζ および ψ の決定方法は、3.5.3 節に記載した実験結果の整理に基づく (図 5-14). 実験結果より $q-p$ 面上に破壊線を描き、その p 軸切片を内部応力 p_{int} とする. 内部応力 p_{int} とメタンハイドレート飽和率 S_{MH} の関係から、式(3-8)を用いてパラメータ ζ および ψ を決定する. ζ および ψ と細粒分含有率 F_c の関係を示すと図 5-15 のようになり、それぞれ以下の式で与えられる。

$$\zeta = z_1 F_c + \zeta_0 \quad (5-82)$$

$$\psi = y_1 \cdot \{1 - \exp(y_2 F_c)\} + \psi_0 \quad (5-83)$$

ここで、 z_1 , ζ_0 , y_1 , y_2 , ψ_0 はパラメータであり、図中にそれらの値を示している。

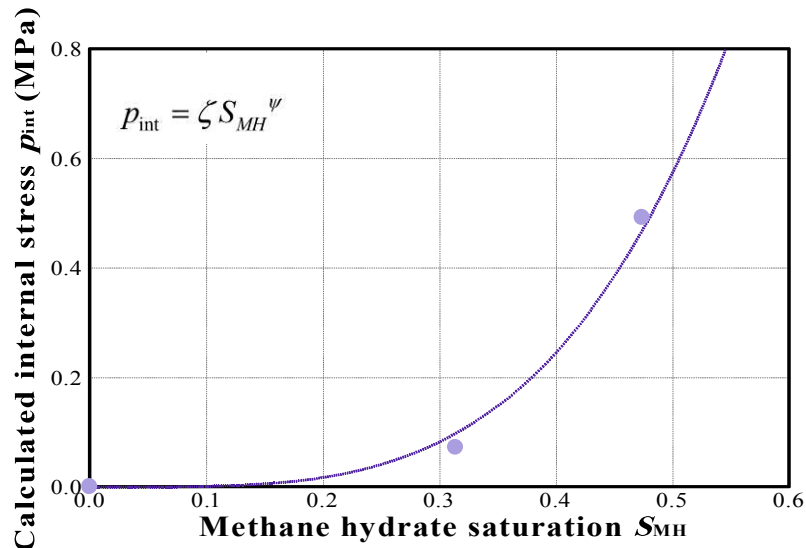


図 5-14 初期内部応力を規定するパラメータの決定方法

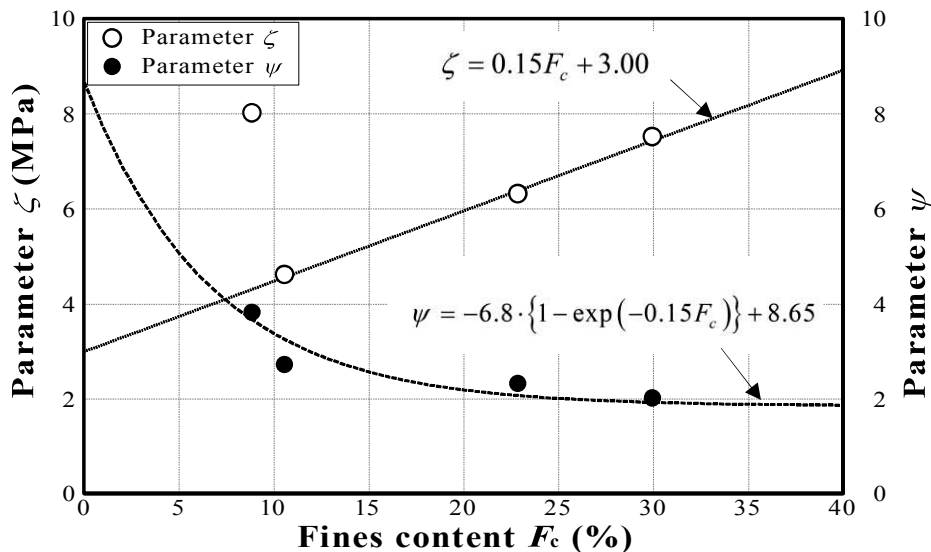


図 5-15 初期内部応力を規定するパラメータと細粒分含有率の関係

(5) 内部応力の増加に伴う正規降伏曲面の広がり の程度を規定するパラメータ

内部応力の増加に伴う正規降伏曲面の広がり の程度を規定するパラメータ β , γ の決定方法は、2.6.2 節に記載した実験結果と、3.5.3 節に示した内部応力の値を用いて決定する。式(2-6)より求めたメタンハイドレート胚胎土とホスト砂模擬土の正規圧密曲線の差 Δe_{NCL} と、式(3-8)より求めた内部応力 p_{int} の関係をとると、図 5-16 のような放物線状の関係を示す。両者の関係を式(5-84)で近似したのち、パラメータ β , γ を決定する。

$$\Delta e_{NCL} = \frac{p_{int}}{\beta + \gamma p_{int}} \quad (5-84)$$

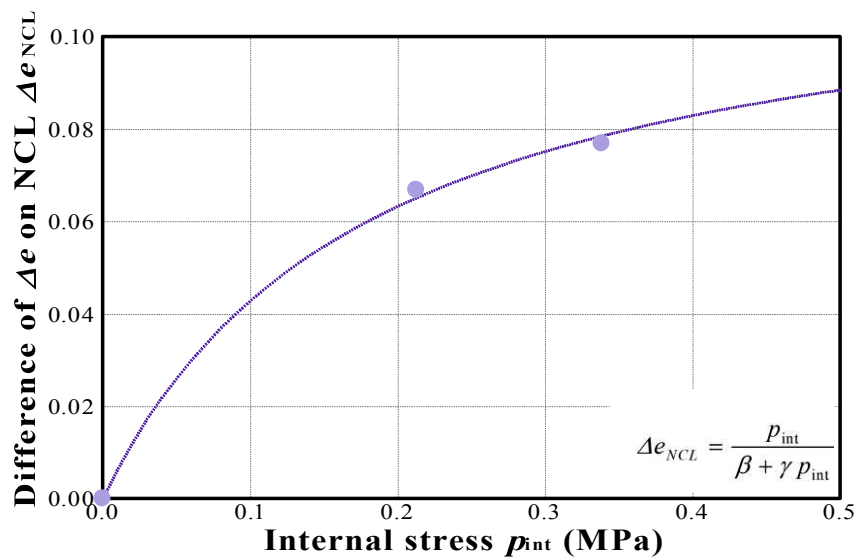


図 5-16 正規降伏曲面の広がり の程度を規定するパラメータの決定方法

パラメータ β , γ と細粒分含有率の関係を示すと図 5-17 のようになり、それぞれ以下の式で近似できる。なお、 $F_c=30.0\%$ の値については、三軸圧縮シミュレーション結果より決定したフィッティング値である。

$$\beta = \beta_0 \cdot \exp(b_1 F_c) \quad (5-85)$$

$$\gamma = g_1 F_c + \gamma_0 \quad (5-86)$$

ここで、 b_1 , β_0 , g_1 , γ_0 はパラメータであり、図中にそれらの値を示している。

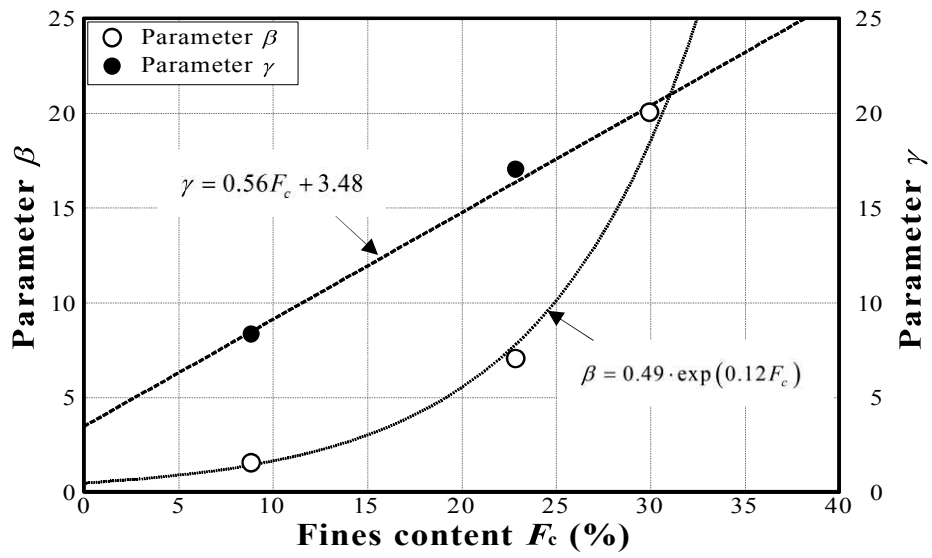


図 5-17 正規降伏曲面の広がり程度を規定するパラメータと細粒分含有率の関係

(6) 時間依存特性を評価するパラメータ

時間依存特性を評価するパラメータは、 α 、 $D_{(t_0)}^c$ は、4.3.2 節に記載した実験結果の整理に基づく(図 5-18)。クリープ軸ひずみ速度 $d\varepsilon_a^c/dt$ とクリープ時間 t の関係をとって、その直線の傾きを α 、クリープ開始時間 t_0 のときのクリープ軸ひずみ速度を $D_{(t_0)}^c$ とする。なお本検討では、クリープ開始時間を 1000 秒に設定する。また、クリープポテンシャル関数に含まれるパラメータ m_c は、前述したように $m_c=M$ としている。

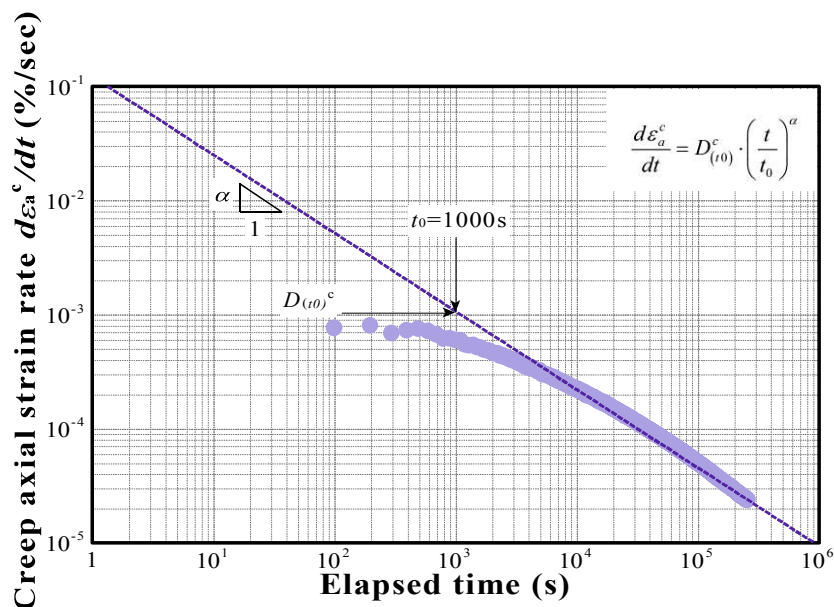


図 5-18 時間依存特性を評価するパラメータの決定方法

(7) フィッティングパラメータについて

(1)~(6)以外のパラメータ N 、 D 、 χ 、 ξ 、 ω については、メタンハイドレート胚胎土の三軸圧縮試験、せん断クリープ試験の結果を考慮し、フィッティングによりその値を決定する。なお、降伏関数に含まれるパラメータ N については、Yasufuku et al.(1991) の実験事実に基づき $N < M$ となるようにフィッティングする。パラメータ χ は、内部応力の損傷の程度を規定するパラメータである。時間依存特性を表現するパラメータ ξ は、载荷による変形量を調整することができる。またパラメータ ω は、クリープ変形が土の硬化に寄与するとした場合に機能させるパラメータである。

5.4 解析結果

5.4.1 三軸圧縮試験のシミュレーション

図 5-19 から図 5-21 に、 $F_c=8.9\%$ の三軸圧縮試験のシミュレーション結果を示す。なお、実験結果は第3章のものに対応する。図 5-19 は応力ひずみ関係、図 5-20 はストレスダイレイタンシー関係、また、図 5-21 にはせん断時の塑性ポテンシャル、降伏曲面および下負荷面の変化を示している。なお、解析に用いたパラメータは表 5-3 に示すとおりである。構成モデルによる予測結果は、メタンハイドレートを含むことによる強度増加、収縮挙動から膨張挙動に転ずる傾向をよく表現できていることが確認できる。

表 5-3 構成モデルに用いたパラメータ

Sample	$F_c=8.9\%$		
$S_{MH}(\%)$	0	31.4	47.4
p_i (MPa)	1		
e_i	0.99		
λ	0.12		
κ	0.02		
M	1.24		
N	0.8		
u	71		
C	1.69	1.94	2.67
D	1.1	1.1	1.1
β	1.5		
γ	8.3		
ζ (MPa)	8.0		
ψ	3.8		
χ	0.0	1.0	1.0
α			
$D_{(10)^{\circ}}$ (-/sec)			
m_c			
ξ			
ω			

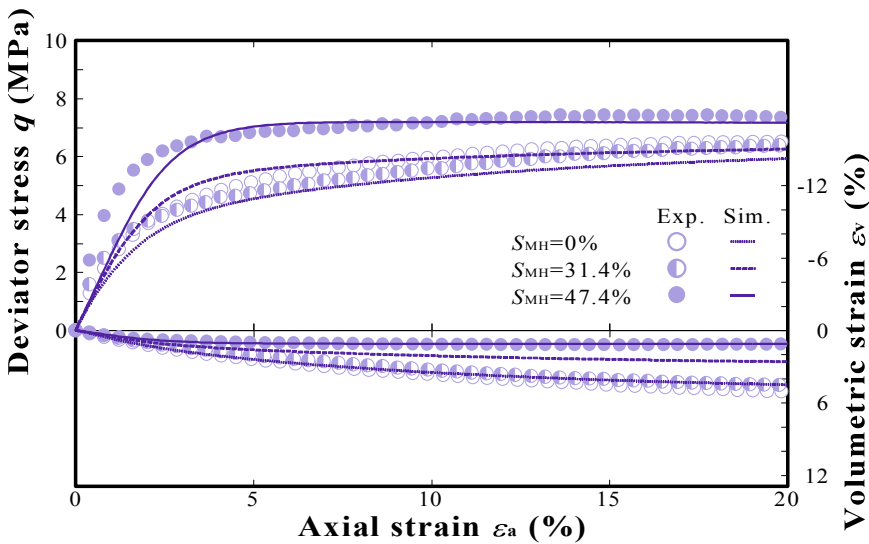


図 5-19 三軸圧縮試験の構成モデルによる予測結果

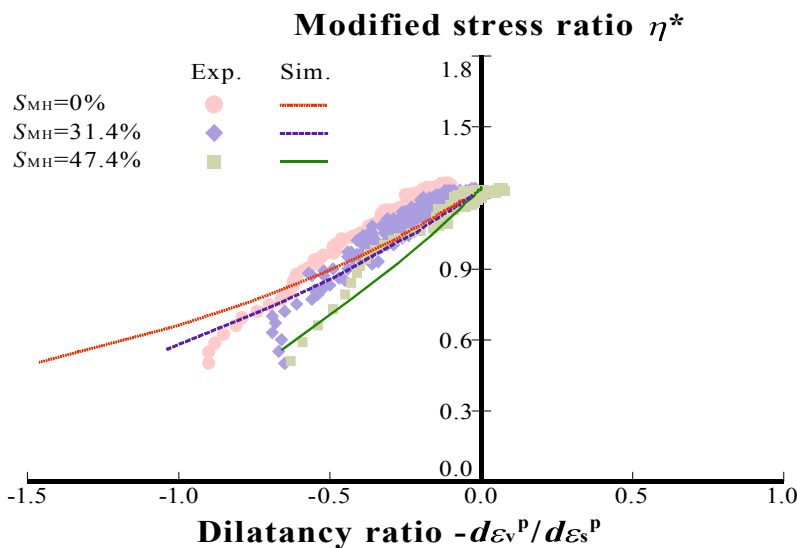


図 5-20 構成モデルによるせん断試験中のストレスダイレイタンシー曲線

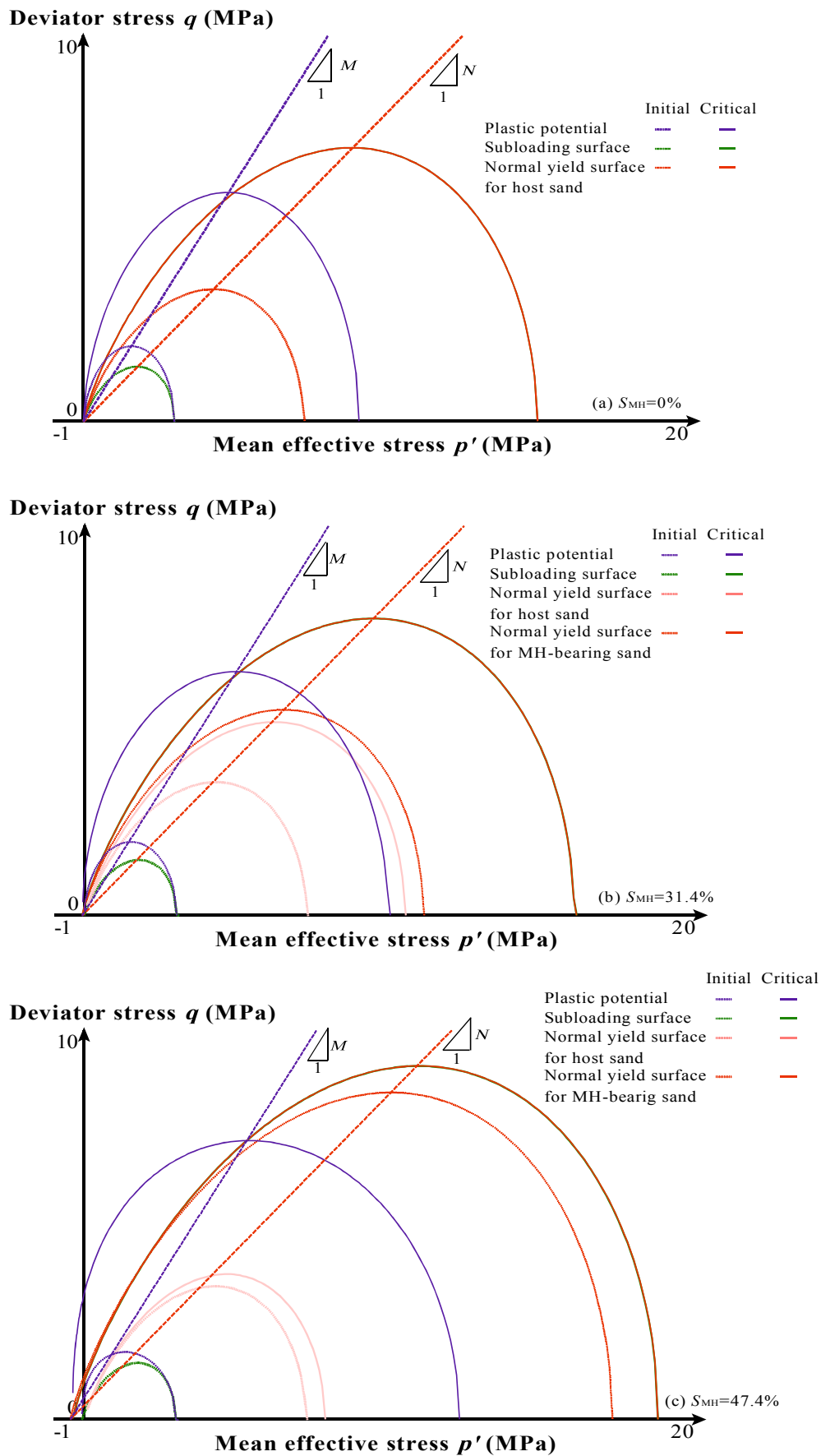


図 5-21 セン断時における塑性ポテンシャルと降伏曲面および下負荷面の変化

図 5-22 に、 $F_c=22.9\%$ の三軸圧縮試験シミュレーション結果を示す。なお、実験結果は第3章のものに対応する。解析に用いたパラメータは表 5-4 に示すとおりである。また、図 5-23 は、Yoneda et al.(2015) が行った第1回海洋産出試験地域の天然コア試料の三軸圧縮試験に関して、構成モデルを用いてシミュレーションを行ったものである。なお、解析に用いたパラメータは、 $F_c=30.0\%$ の実験結果から得られたものを使用している(表 5-5)。パラメータ β , μ については、この検討ではフィッティングパラメータとして与えている。提案する構成モデルは、細粒分含有率が高いメタンハイドレート胚胎土や天然コア試料のせん断挙動についても概ね表現できる精度を有しており、実地盤におけるメタンハイドレート堆積土の力学挙動の予測に適用できることが確認される。

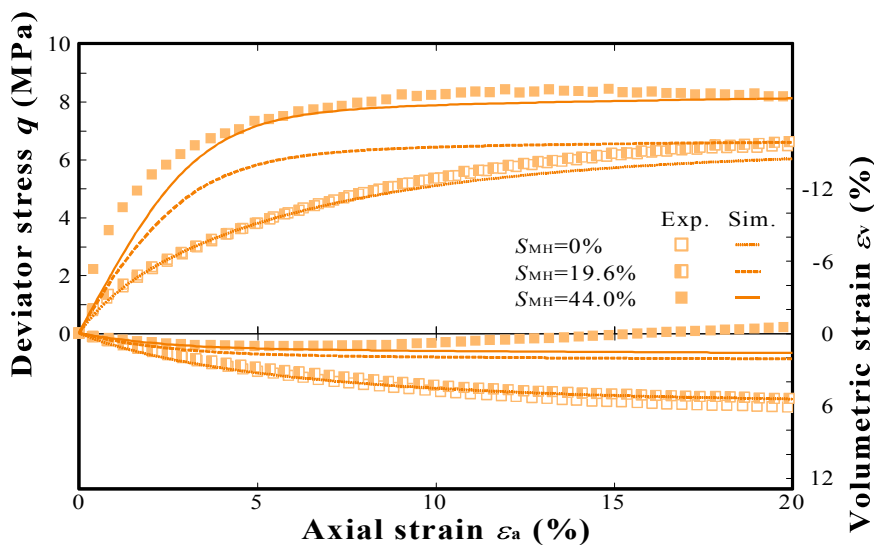


図 5-22 $F_c=22.9\%$ の三軸圧縮試験シミュレーション

表 5-4 構成モデルに用いたパラメータ

Sample	$F_c=22.9\%$		
	$S_{MH}(\%)$	0	19.6
p_i (MPa)	1		
e_i	0.88		
λ	0.11		
κ	0.02		
M	1.24		
N	1.2		
u	53		
C	1.96	2.27	4.07
D	1.1	1.1	1.1
β	7.0		
γ	17.0		
ζ (MPa)	6.3		
ψ	2.3		
χ	0.0	1.0	1.0
α	/		
$D_{(10)^{\circ}}$ (-/sec)			
m_c			
ξ			
ω			

表 5-5 構成モデルに用いたパラメータ

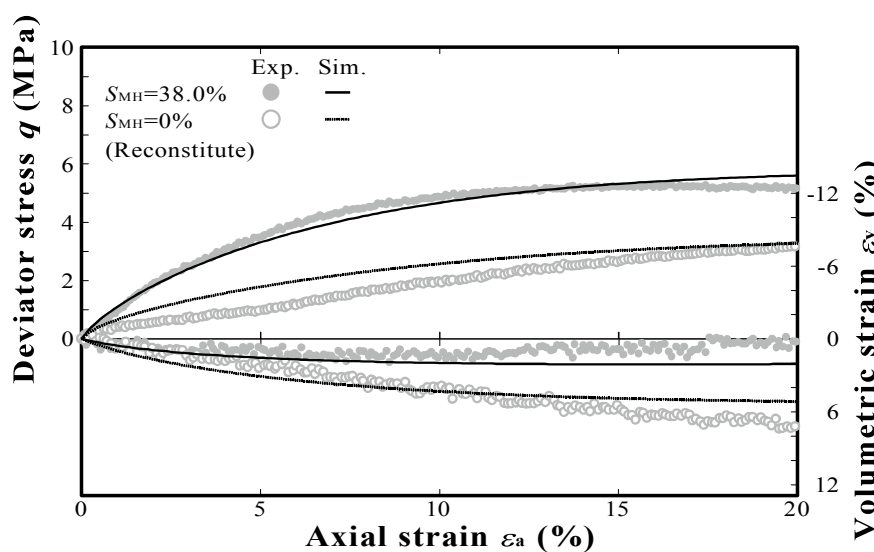


図 5-23 天然コア試料 (AT1-C-8P) の三軸圧縮試験シミュレーション (Yoneda et al., 2015 よりデータを一部引用)

Sample	Natural core AT1-C-8P	
	$S_{MH}(\%)$	0
p_i (MPa)	1	
e_i	1.00	
λ	0.12	
κ	0.01	
M	1.30	
N	1.0	
u	10	
C	1.99	3.14
D	1.5	1.5
β	20	
γ	20	
ζ (MPa)	7.5	
ψ	2.0	
χ	0.0	1.0
α	/	
$D_{(10)^{\circ}}$ (-/sec)		
m_c		
ξ		
ω		

次に、既存の構成モデルの予測結果と比較を行い、提案する構成モデルの有用性を評価していく。図 5-24 に既存の構成モデルと提案する構成モデルを用いて行ったシミュレーション結果を示す。なお、解析に用いたパラメータは表 5-6 に示すとおりである。既存の構成モデルでは、せん断強度を過大評価し、体積ひずみも膨張側に大きく表れてしまうことが確認できる。提案する構成モデルの有用性が認められる。

表 5-6 構成モデルに用いたパラメータ

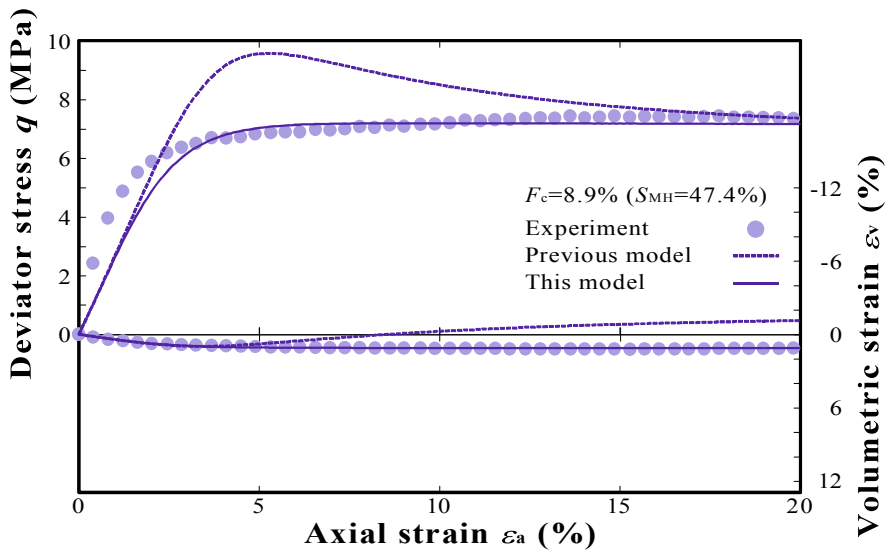


図 5-24 既存の構成モデルとの予測結果の比較

Sample	$F_c=8.9\%$	
$S_{MH}(\%)$	47.4	
Model	Previous model	This model
p_t (MPa)	1	
e_t	0.99	
λ	0.12	
κ	0.02	
M	1.24	
N		0.8
u	71	
C	2.00	2.67
D		1.1
β	1.5	
γ	8.3	
ζ (MPa)	0.79	8.0
ψ		3.8
χ	1.0	
α		
$D_{(10)}^c$ (-/sec)		
m_c		
ξ		
ω		

5.4.2 ひずみ速度の異なるせん断試験およびせん断クリープ試験のシミュレーション

ひずみ速度の異なる三軸圧縮試験のシミュレーションを行った。図 5-25 に $F_c=8.9\%$ の結果、図 5-26 に $F_c=22.9\%$ の結果を示す。なお、実験結果は第4章のものに対応する。解析に用いたパラメータは表 5-7、表 5-8 に示すとおりである。ひずみ速度の増加に伴いせん断強度が増加し、体積ひずみが膨張挙動へ転ずるといふ実験結果の傾向をよく表現できている。

表 5-7 構成モデルに用いたパラメータ

Sample	$F_c=8.9\%$		
	0.1	1.0	10.0
Strain rate (%/min)	0.1	1.0	10.0
$S_{MH}(\%)$	47.4	51.6	43.4
p_i (MPa)	1		
e_i	0.99		
λ	0.12		
κ	0.02		
M	1.24		
N	0.8		
u	71		
C	2.67		
D	1.1		
β	1.5		
γ	8.3		
ζ (MPa)	8.0		
ψ	3.8		
χ	0.0		
α	-0.6		
$D_{(t0)}^c$ (-/sec)	1.8×10^{-5}		
m_c	1.24		
ξ	18000		
ω	0.0		

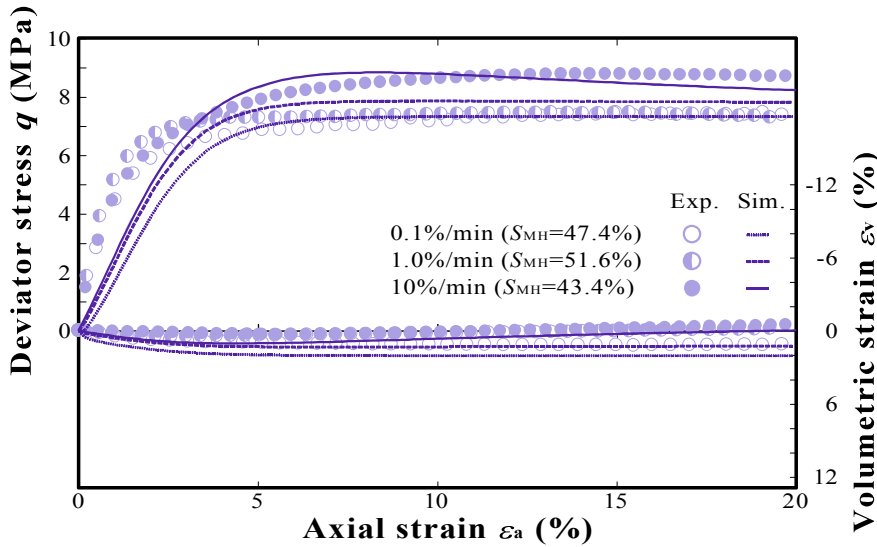


図 5-25 ひずみ速度の異なる三軸圧縮試験の構成モデルによる予測結果 ($F_c=8.9\%$)

表 5-8 構成モデルに用いたパラメータ

Sample	$F_c=22.9\%$		
	0.1	1.0	10.0
Strain rate (%/min)	0.1	1.0	10.0
$S_{MH}(\%)$	44.0	41.8	40.7
p_i (MPa)	1		
e_i	0.88		
λ	0.11		
κ	0.02		
M	1.24		
N	1.2		
u	53		
C	4.07		
D	1.1		
β	7.0		
γ	17.0		
ζ (MPa)	6.3		
ψ	2.3		
χ	30.0		
α	-0.6		
$D_{(t0)}^c$ (-/sec)	2.2×10^{-5}		
m_c	1.24		
ξ	7000		
ω	0.0		

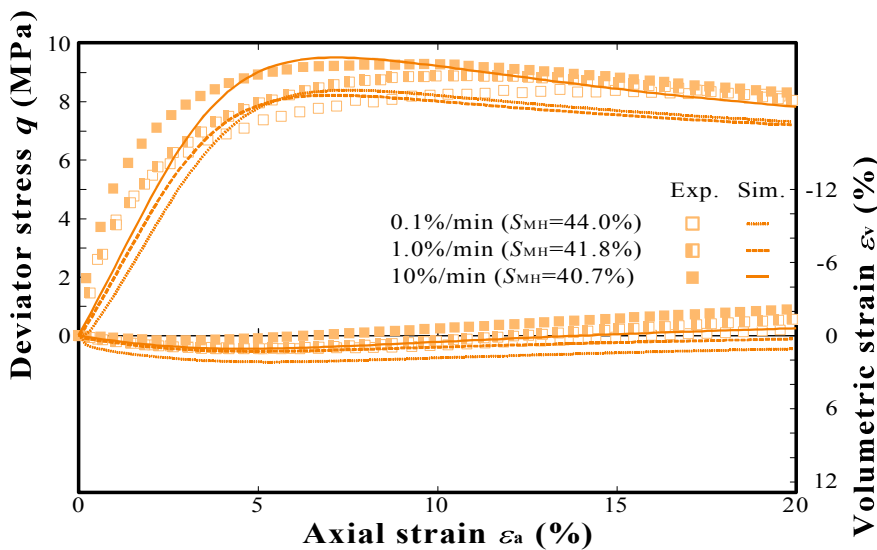


図 5-26 ひずみ速度の異なる三軸圧縮試験の構成モデルによる予測結果 ($F_c=22.9\%$)

図 5-27 および図 5-29 に、 $F_c=8.9\%$ と $F_c=22.9\%$ のせん断クリープ試験のシミュレーション結果を示す。なお、実験結果は第 4 章のものに対応する。この検討では、所定のクリープ応力に達するまではクリープ変形しないとし、クリープ応力に到達後 1000 秒からクリープ変形が進行するように設定している。クリープ応力が大きいほど、クリープ軸ひずみが大きくなる結果をよく表現できている。図 5-28 や図 5-30 に示すように、クリープ軸ひずみ速度と時間の関係は、実験結果の挙動に概ね等しい。クリープ中に体積ひずみが膨張挙動に転ずる様子を表現できていないことが課題として挙げられる。クリープポテンシャルを評価する必要があると考えられる。

表 5-9 構成モデルに用いたパラメータ

Sample	$F_c=8.9\%$	
Creep stress (MPa)	4.5	7.0
$S_{MH}(\%)$	43.0	50.9
p_t (MPa)	1	
e_i	0.99	
λ	0.12	
κ	0.02	
M	1.24	
N	0.8	
u	71	
C	2.67	
D	1.1	
β	1.5	
γ	8.3	
ζ (MPa)	8.0	
ψ	3.8	
χ	1.0	
α	-0.6	
$D_{(10)^\circ}$ (-/sec)	0.8×10^{-5}	1.8×10^{-5}
m_c	1.24	
ξ	1.0	
ω	0.0	

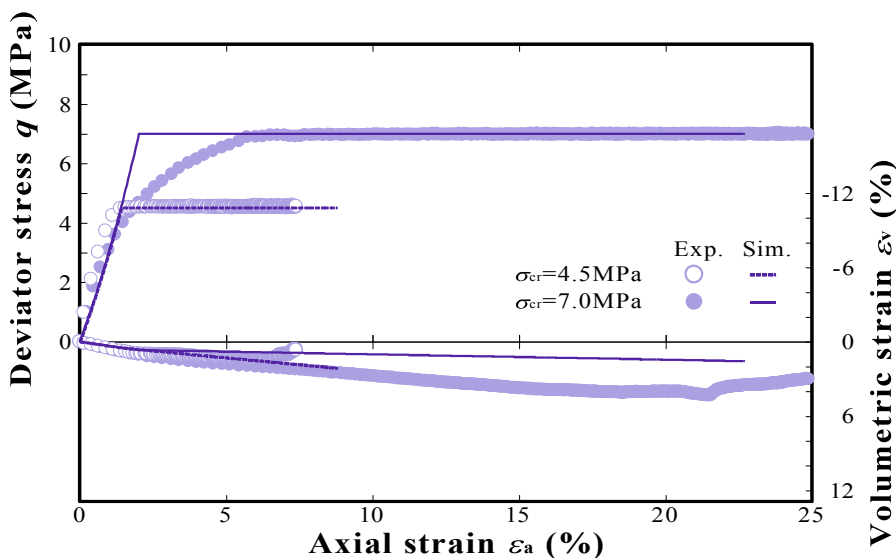


図 5-27 せん断クリープ試験の構成モデルによる予測結果 ($F_c=8.9\%$)

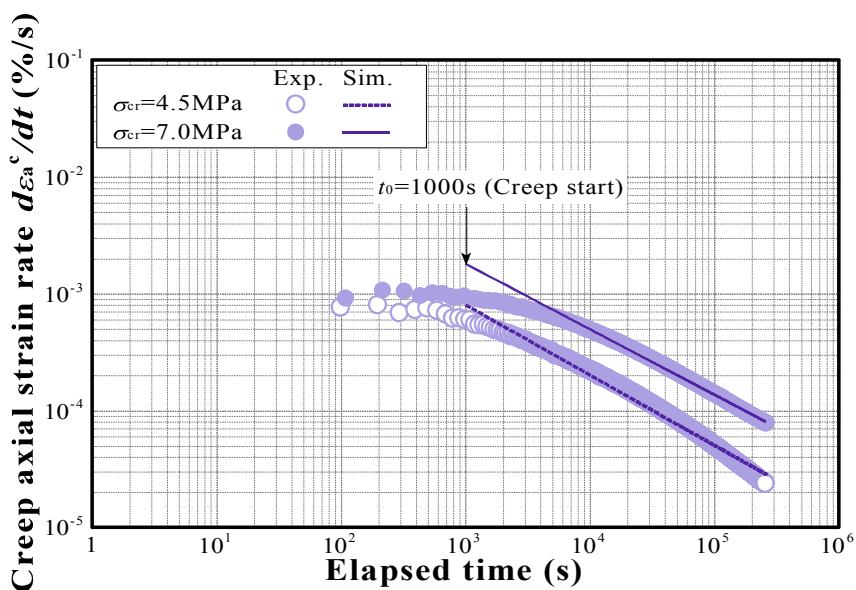


図 5-28 構成モデルによるクリープ軸ひずみ速度と時間の関係 ($F_c=8.9\%$)

表 5-10 構成モデルに用いたパラメータ

Sample	$F_c=22.9\%$	
Creep stress (MPa)	4.5	7.0
$S_{\text{fit}}(\%)$	45.7	47.5
p_i (MPa)	1	
e_i	0.88	
λ	0.11	
κ	0.02	
M	1.24	
N	1.2	
u	53	
C	4.07	
D	1.1	
β	7.0	
γ	17.0	
ζ (MPa)	6.3	
ψ	2.3	
χ	1.0	
α	-0.6	
$D_{(t_0)}^c$ (-/sec)	1.1×10^{-5}	2.2×10^{-5}
m_c	1.24	
ξ	1.0	
ω	0.0	

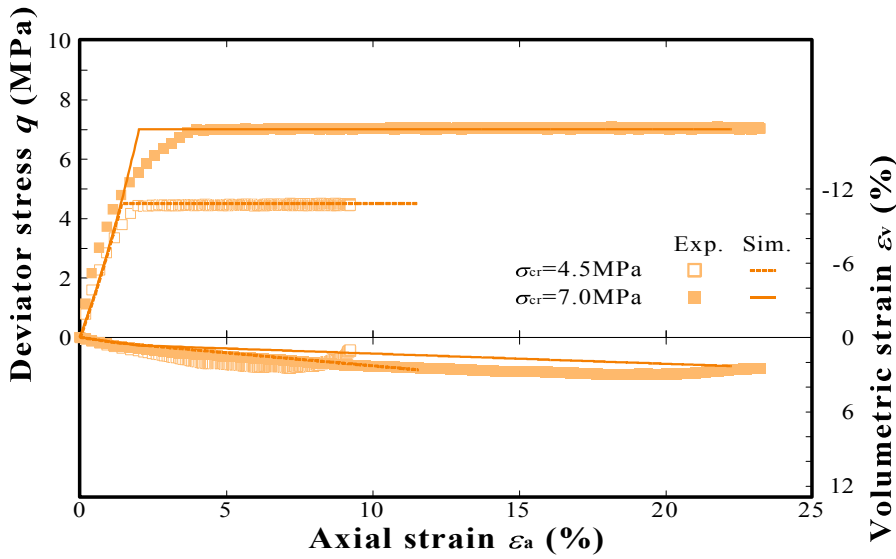


図 5-29 せん断クリープ試験の構成モデルによる予測結果 ($F_c=22.9\%$)

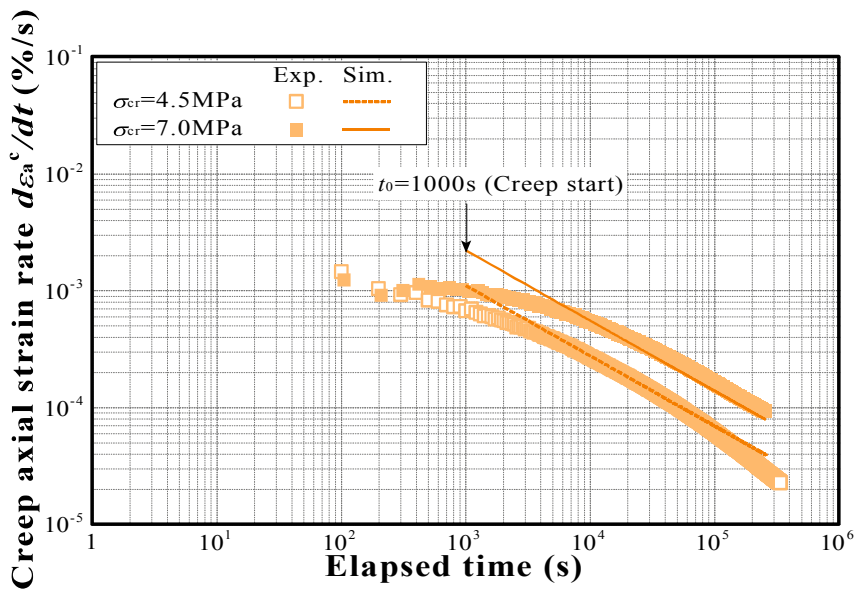


図 5-30 構成モデルによるクリープ軸ひずみ速度と時間の関係 ($F_c=22.9\%$)

5.5 要約

本章では、Yoneda et al. (2011) が開発したメタンハイドレート胚胎土の弾塑性構成モデルを基礎に、第2章から第4章までで明らかとなったメタンハイドレート胚胎土の力学特性および時間依存特性を精度良く表現できる構成モデルへと改良・拡張することを試みた。以下、本章の要約として、構成モデルの改良点と解析予測結果についてまとめる。

- (1) 広範な粒度をもつ実地盤の力学特性を表現するために非関連流れ則を導入し、予測結果の精度向上につなげた。
- (2) メタンハイドレートのセメンテーションに伴う、せん断強度の非線形的な増加を表現できるよう、初期内部応力の定義式を線形から非線形関数へと修正した。
- (3) メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンス曲線の様子が、メタンハイドレート飽和率や土の種類により大きく異なるという実験事実に基づき、ストレスダイレイタンス曲線の勾配を評価できる式を構成モデルに導入し、塑性ポテンシャルの形状の変化を可能とした。
- (4) メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性を表現できるよう、Hashiguchi et al. (2000)の弾粘塑性モデルの考え方に基づいて、時間依存型構成モデルへと拡張した。
- (5) 提案する構成モデルを用いて、実地盤のメタンハイドレート堆積土のせん断挙動を概ね表現できることを確認した。また、既存の構成モデルのシミュレーション結果との比較から、提案する構成モデルの予測精度の向上が認められた。
- (6) 提案する構成モデルを用いて、ひずみ速度の異なるせん断試験およびせん断クリープ試験をシミュレーションできることを確認した。

【参考文献】

- (1) Hashiguchi, K., Ueno, M. : Plastic constitutive law of granular materials. *Constitutive Equations of Soils, JSSMFE*, pp.73-82, 1977.
- (2) Hashiguchi, K., Okayasu, T. : Time-dependent elastoplastic constitutive equation based on the subloading surface model and its application to soils. *Soils and Foundations*, 40(4), pp.19-36, 2000.
- (3) Kasama, K., Ochiai, H., Yasufuku, N. : On the stress-strain behavior of lightly cemented clay based on an extended critical state concept. *Soils and Foundations*, 40(5), pp.37-47, 2000.
- (4) Yasufuku, N., Murata, H., Hyodo, M. : Application of elasto-plastic constitutive model to undisturbed soil “masado”. *Proc. of Int. Conf. on Engineering Problems of Residual Soils*, Vol.1, pp.759-764, 1989.
- (5) Yoneda, J., Hyodo, M., Nakata, Y., Yoshimoto, N., Orense, R. : Deformation of seabed due to exploitation of methane hydrate reservoir. *Frontiers in Offshore Geotechnics II*, pp.245-250, 2011
- (6) 香月大輔, 中田幸男, 兵動正幸, 村田秀一 : 固結構造の損傷を評価した固結土の弾塑性構成式, 第39回地盤工学研究発表会, pp.885-886, 2004.
- (7) 安福規之, 大原誠, 村田秀一, 兵動正幸 : サクシオン項を導入した不飽和土の弾塑性構成式, 山口大学工学部研究報告, 44(1), pp.103-112, 1993.
- (8) 地盤技術者のための FEM シリーズ① 初めて学ぶ有限要素法, 社団法人地盤工学会, p.116, 2003a.
- (9) 地盤技術者のための FEM シリーズ② 弾塑性有限要素法がわかる, 社団法人地盤工学会, p.116, 2003b.

第6章 結論

エネルギー資源の多くを海外からの輸入に依存している我が国は，その価格変動に大きな影響を受けやすく，エネルギー資源の自主開発が急務となっている．東部南海トラフに賦存するメタンハイドレートが自国生産のエネルギーとして期待されている一方で，生産時に想定される様々な地盤工学問題に対して，安全性の照査が求められている．また，一連のメタンハイドレート生産過程の中で起こり得る，地盤工学現象を精度良く予測できるシミュレータが，経済的かつ安全な生産に向けて重要な役割を果たし，その中枢を担う構成モデルの開発が求められている．

本論文では，東部南海トラフより採取された天然コア試料のデータを基に作製したメタンハイドレート濃集層模擬試料に対してメタンハイドレートを生成し，種々の実験を実施して，その土の力学特性を解明することを目的とした．また，これら実験的検討から得られた考察に基づいて，弾粘塑性構成モデルを開発し，その精度検証を行った．各章に得られた成果を要約しているが，総括すると以下のとおりである．

第1章「序論」

第1章では，はじめに昨今の日本および世界におけるエネルギー事情を概観し，メタンハイドレート研究開発に至った経緯，そして国内外のメタンハイドレート研究の歴史について概説した．また，メタンハイドレートの化学的性質から，メタンハイドレートが存在可能な地域について言及し，現在までに明らかとなっているメタンハイドレート資源量について説明した．次に，世界各地で採取されたメタンハイドレートの産状および研究開発の中心となっている東部南海トラフ域の地盤の地質学的特徴を紹介した．さらに，提案されているメタンハイドレートの生産方法と，生産時に起こり得る工学的課題について取り上げ，これまでに行われてきたメタンハイドレート堆積土の力学特性に関する既往の研究成果と，提案されている構成モデルについてまとめた．最後に本論文の目的と構成を示した．

第2章「メタンハイドレート胚胎土の圧縮特性」

第2章では，東部南海トラフにおける基礎試錐の天然コア試料から得られたデータを基に，実地盤の粒度および鉱物組成を模擬したメタンハイドレート濃集層模擬試料を作製し，等方圧密除荷試験を実施した．以下，得られた知見を示す．

・ 東部南海トラフにおけるメタンハイドレート濃集層地盤の模擬試料

基礎試錐「東海沖～熊野灘」から得られたデータを基に，タービダイトの塊状級化部，平行葉理部，斜交葉理部の代表的な粒度を決定し，9号・8号・7号・6号・R55珪砂，カオリン，雲母を混合して実地盤の模擬試料を作製した．

<第6章 結論>

- ・ ホスト砂模擬土の圧縮特性
 - (1) 細粒分含有率が高い試料ほど、大きな体積ひずみを生じた。
 - (2) 細粒分含有率が高い試料ほど、圧縮指数がやや小さい値となった。膨張指数は、試料の違いによらず概ね等しい値を示した。

- ・ メタンハイドレート胚胎土の圧縮除荷特性
 - (1) ホスト砂模擬土とメタンハイドレート胚胎土を比較すると、メタンハイドレート飽和率が高いほど、体積ひずみが小さい様子が確認された。
 - (2) $F_c=8.9\%$ のメタンハイドレート胚胎土の圧縮指数は、ホスト砂模擬土のそれよりも小さい値となった。一方、膨張指数については、メタンハイドレート飽和率の違いによらず概ね等しい値であった。
 - (3) $F_c=22.9\%$ については、メタンハイドレート飽和率の違いによらず圧縮指数や膨張指数の値は概ね等しい値を示した。

- ・ 圧密応力保持中のクリープ変形
 - (1) いずれの試料についても、各応力ステップの応力保持間においてクリープ体積ひずみが生じている様子が確認された。
 - (2) 本研究では、ある応力ステップから次の応力ステップまでの载荷中と応力保持間に生じた全体積変化量に対する、応力保持間に生じたクリープ体積変化量の割合を圧密クリープ特性の指標として評価した。
 - (3) 細粒分含有率とクリープ体積変化量の割合の一義的な関係は見られなかった。
 - (4) 同一の母材で比較すると、メタンハイドレート飽和率が高い試料ほど、クリープ体積変化量の割合が大きいことが明らかとなった。したがって、クリープ体積変化量の割合で評価した場合、メタンハイドレート飽和率の高い試料ほど圧密時のクリープ挙動は大きいと判断できる。
 - (5) 実験前後の粒径加積曲線の比較により、ホスト砂模擬土の応力保持間のクリープ変形は、粒子破砕に起因している可能性が高いことが示唆された。

- ・ メタンハイドレートのセメンテーションが圧縮特性に及ぼす影響
 - (1) $\Delta e - \ln p'$ 上におけるメタンハイドレート胚胎土とホスト砂模擬土の正規圧密曲線の間隙比差を、メタンハイドレートのセメンテーションがその土の圧縮特性に及ぼす影響として定量的に評価した。
 - (2) 正規圧密曲線の間隙比差の大きさやその増加が顕著になり始めるメタンハイドレート飽和率は土の種類により異なることが確認された。

第3章「メタンハイドレート胚胎土の三軸せん断特性」

第3章では、第2章で使用したメタンハイドレート濃集層模擬試料に加え、第1回海洋産出試験地域の海底地盤を模擬した試料に対して三軸圧縮試験を実施し、メタンハイドレート胚胎土のせん断特性を解明することを試みた。以下、得られた知見を示す。

・ メタンハイドレート胚胎土の強度変形特性

- (1) いずれの試料においても、メタンハイドレートを胚胎することにより剛性およびせん断強度が増加し、正のダイレイタンス挙動に転ずる定性的な傾向は同じであった。
- (2) 本研究で使用したメタンハイドレート胚胎土と、天然コア試料のせん断試験結果の比較により、模擬試料の实地盤に対する再現性が確認された。
- (3) 試料の違いに依らず、メタンハイドレート胚胎土とホスト砂模擬土のせん断強度差と、メタンハイドレート飽和率の関係は累乗関数の形に従うことが明らかとなった。

・ メタンハイドレート胚胎土の強度特性に及ぼす細粒分の影響

- (1) ホスト砂模擬土において、細粒分含有率の違いによるせん断強度の違いは見られなかった。一方、メタンハイドレート胚胎土については、細粒分含有率が高いほど、せん断強度が大きくなった。
- (2) 細粒分含有率が高い試料ほど、剛性が小さくなる傾向は、メタンハイドレート飽和率によらず同じであった。
- (3) 細粒分含有率 $F_c > 15\%$ 程度から、細粒分は土の骨格形成に寄与すると考えられ、そこにメタンハイドレートが生成されると、細粒分を架橋するように砂粒子は固結され、比較的大きなクラスターが形成されるため、それらがせん断抵抗に寄与していると推察した。

・ メタンハイドレートのセメンテーションによる強度増加の定量的評価

- (1) メタンハイドレートによる強度増加は、細粒分含有率が高い試料においては、粘着力だけでなく、内部摩擦角にも現れる結果が確認された。本研究で使用したメタンハイドレート胚胎土のせん断強度の予測には、メタンハイドレートによる内部摩擦角の増加も評価できる強度推定式が妥当であると判断した。
- (2) メタンハイドレートによる強度増加について内部応力を用いて評価し、内部応力とメタンハイドレート飽和率の関係は累乗関数で示されることが明らかとなった。

・ メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンス特性

- (1) メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンス特性は、その土のメタンハイドレート飽和率や細粒分含有率によって変化することが明らかとなった。
- (2) メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンス特性は、曲線の勾配を変化できるストレスダイレイタンス式で評価できることを確認した。

・ メタンハイドレート胚胎土の限界状態の評価

- (1) メタンハイドレートの存在が土の限界状態時に及ぼす影響は、限界状態線の切片値に大きく現

れることが確認された。

- (2) ホスト砂模擬土については、圧縮指数と限界状態線の傾きの値に大きな違いがあるが、メタンハイドレート胚胎土は、両者が概ね近い値を示した。メタンハイドレート生産前のようなメタンハイドレート飽和率が高い地盤の力学挙動に対しては、限界状態土質力学が十分適用できるといえるが、生産中にメタンハイドレート飽和率が比較的になくなった状態や生産終了後の地盤については吟味する必要がある。

第4章「メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性」

第4章では、第2章で使用したメタンハイドレート濃集層模擬試料のうち、 $F_c=8.9\%$ と $F_c=22.9\%$ を用いて、ひずみ速度の異なるせん断試験とせん断クリープ試験を実施した。そして、メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性を把握することを試みた。以下、得られた知見を示す。

・メタンハイドレート胚胎土のひずみ速度依存性

- (1) ホスト砂模擬土において、ひずみ速度を変化させてもせん断挙動は変化しないことから、ひずみ速度依存性は見られないことが確認された。一方で、メタンハイドレート胚胎土については、ひずみ速度が大きいほど、せん断強度が大きくなり、体積ひずみが膨張挙動に転じる傾向を示した。
- (2) せん断強度とひずみ速度の関係は、片対数グラフ上において直線で表され、その傾きを時間依存特性を表すパラメータとして評価した。本研究で使用したメタンハイドレート胚胎土の時間依存特性は、MHを含む豊浦砂や凍結砂より小さく、THFハイドレート含有砂より大きいことがわかった。

・メタンハイドレート胚胎土のクリープ特性

- (1) いずれの試料においても、クリープ時間の経過に伴う、クリープ軸ひずみの発現が確認された。
- (2) いずれの試料においても、クリープ応力が高いほど、クリープ軸ひずみが大きく生じた。
- (3) クリープ開始後1000秒あたりまでは、試料の違いによるクリープ軸ひずみの差は見られないが、その後、 $F_c=22.9\%$ の方が $F_c=8.9\%$ に比べて、クリープ軸ひずみがやや大きく現れる結果となった。
- (4) クリープ体積ひずみとクリープ時間の関係についてみると、いずれの試料、クリープ応力においても収縮傾向から膨張傾向に転じる様子が確認され、それはクリープ開始後100000秒あたりで発現した。
- (5) クリープ軸ひずみ速度とクリープ時間の関係は、クリープ応力が同じであれば、試料の違いに依らず概ね類似の挙動を示した。
- (6) クリープ開始後1000秒あたりまでは、クリープ応力の違いによらずクリープ軸ひずみ速度は概ね等しく、クリープ軸ひずみ速度の低下は小さい。その後、クリープ軸ひずみ速度は低下していき、クリープ応力が4.5MPaの試料の方が、クリープ応力7.0MPaの試料に比べてその程度が大きい結果を示した。
- (7) クリープ体積ひずみ速度とクリープ時間の関係は、クリープ軸ひずみ速度とクリープ時間の関係と類似の挙動を示した。しかし、クリープ開始後1000秒あたりまでは、クリープ応力の小さ

い実験の方がクリープ応力の大きい実験に比べて、クリープ体積ひずみ速度の値は大きい結果となった。その後、時間の経過とともに、クリープ応力の小さい実験ではクリープ体積ひずみ速度の低下が顕著に表れた。

- (8) 本研究で使用したメタンハイドレート胚胎土は、クリープ軸ひずみ速度とクリープ時間の関係を両対数で示したときに、対数クリープ則に従うことが確認された。

第5章「メタンハイドレート胚胎土の弾粘塑性構成モデル」

第5章では、メタンハイドレート胚胎土に関する既存の弾塑性構成モデルを基礎におき、第2章から第4章で明らかとなったメタンハイドレート胚胎土の力学特性および時間依存特性を精度良く表現できる構成モデルへと改良・拡張することを試みた。以下、構成モデルの改良点と解析予測結果についてまとめる。

- (1) 広範な粒度をもつ実地盤の力学特性を表現するために非関連流れ則を導入し、予測結果の精度向上につなげた。
- (2) メタンハイドレートのセメンテーションに伴う、せん断強度の非線形的な増加を表現できるよう、初期内部応力の定義式を線形から非線形関数へと修正した。
- (3) メタンハイドレート胚胎土のストレスダイレイタンス曲線の様子が、メタンハイドレート飽和率や土の種類により大きく異なるという実験事実に基づき、ストレスダイレイタンス曲線の勾配を評価できる式を構成モデルに導入し、塑性ポテンシャルの形状の変化を可能とした。
- (4) メタンハイドレート胚胎土の時間依存特性を表現できるよう、弾粘塑性モデルの考え方に基いて、時間依存型構成モデルへと拡張した。
- (5) 提案する構成モデルを用いて、実地盤のメタンハイドレート堆積土のせん断挙動を概ね表現できることを確認した。また、既存の構成モデルのシミュレーション結果との比較から、提案する構成モデルの予測精度の向上が認められた。
- (6) 提案する構成モデルを用いて、ひずみ速度の異なるせん断試験およびせん断クリープ試験をシミュレーションできることを確認した。